

Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования
«Самарский государственный технический университет»

На правах рукописи

Зубков Юрий Валентинович

**МЕТОДОЛОГИЯ АНАЛИЗА И СИНТЕЗА БЕСЩЕТОЧНЫХ
ГЕНЕРАТОРОВ МАЛОЙ И СРЕДНЕЙ МОЩНОСТИ ДЛЯ АВТОНОМНЫХ
ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК**

Специальность 05.09.01 – Электромеханика и электрические аппараты

**Диссертация на соискание
ученой степени доктора технических наук**

Научный консультант:
доктор технических наук,
доцент Макаричев Ю.А.

Самара 2018

СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	6
1. КОНЦЕПЦИЯ АНАЛИЗА СХЕМНЫХ И КОНСТРУКТИВНЫХ РЕШЕНИЙ БЕСЩЕТОЧНЫХ ГЕНЕРАТОРОВ АВТОНОМНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК.....	24
1.1. Классификация бесщеточных электрических генераторов.....	24
1.2. Особенности применения вентильных БЭГ.....	41
1.3. Анализ и тенденции развития теории вентильных БЭГ.....	50
1.4. Выводы по первой главе.....	64
2. СТРУКТУРНЫЙ И ПАРАМЕТРИЧЕСКИЙ СИНТЕЗ РОТОРОВ БЕСЩЕТОЧНЫХ ВЕНТИЛЬНЫХ ГЕНЕРАТОРОВ С ИНТЕГРИРОВАННЫМ ВОЗБУЖДЕНИЕМ.....	66
2.1. Методология выбора и анализа эффективности конструкции ротора генератора с интегрированным возбудителем.....	67
2.2. Влияние укорочения шага обмотки на эффективность передачи энергии от возбудителя к основному генератору.....	76
2.3. Анализ электрических схем совмещенных обмоток ротора.....	87
2.4. Дифференциальное рассеяние короткозамкнутых совмещенных обмоток.....	93
2.5. Выводы по второй главе.....	103
3. МАГНИТНОЕ ПОЛЕ И ПАРАМЕТРЫ БЕСЩЕТОЧНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ГЕНЕРАТОРОВ.....	105
3.1. Уравнения электромагнитного поля и граничные условия.....	108
3.2. Численное моделирование магнитного поля	123
3.3. Магнитное поле и параметры генератора с интегрированным возбудителем.....	131
3.3.1. Геометрическая модель и физические свойства БЭГ с интегрированным возбудителем.....	137
3.3.2. Холостой ход возбудителя.....	140
3.3.3. Реакция якоря возбудителя.....	151

3.3.4. Холостой ход основного генератора.....	156
3.3.5. Реакция якоря генератора.....	157
3.3.6. Моделирование нагрузочного режима работы	160
3.4. Магнитное поле и параметры генератора с магнитоэлектрическим возбуждением.....	162
3.5. Выводы по третьей главе.....	177
4. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРОЦЕССОВ БЭГ КАК МАШИННО-ВЕНТИЛЬНОЙ СИСТЕМЫ.....	179
4.1. Функциональная математическая модель вентильного БЭГ с интегрированным возбудителем.....	179
4.2. Динамика БЭГ с интегрированным возбудителем.....	194
4.3. Математическая модель БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением...	201
4.4. Моделирование электромагнитных процессов БЭГ в автономной системе электропитания.....	208
4.4.1. Уравнения m-фазного БЭГ в собственных осях обмоток.....	209
4.4.2. Моделирование электромагнитных процессов БЭГ с интегрированным возбудителем.....	211
4.4.3. Моделирование электромагнитных процессов БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением.....	222
4.5. Аналитические математические модели БЭГ.....	227
4.6. Выводы по четвертой главе.....	235
5. СИНТЕЗ БЭГ С МАГНИТОЭЛЕКТРИЧЕСКИМ ВОЗБУЖДЕНИЕМ С УЧЕТОМ РЕЗУЛЬТАТОВ АНАЛИЗА МАГНИТНОГО ПОЛЯ.....	237
5.1. Конструктивные модели индукторов бесщеточных синхронных машин.....	240
5.1.1. Геометрическая модель генератора с встроенными ПМ.....	241
5.1.2. Геометрическая модель генератора с ротором коллекторного типа.....	242
5.1.3. Геометрическая модель генератора с поверхностным расположением ПМ.....	243

5.1.4. Геометрическая модель генератора с явнополюсными ПМ.....	244
5.2. Моделирование бесщеточных генераторов с применением расчета магнитного поля.....	246
5.3. Выводы по пятой главе.....	249
6. МЕТОДОЛОГИЯ СИНТЕЗА БЭГ И АЛГОРИТМ ЕЕ РЕАЛИЗАЦИИ В РАСЧЕТНО - ОПТИМИЗАЦИОННОМ КОМПЛЕКСЕ.....	251
6.1. Вопросы оптимального проектирования и расчетные математические модели БЭГ.....	251
6.1.1. Этапы проектирования.....	252
6.1.2. Расчетная математическая модель БЭГ с интегрированным возбудителем.....	253
6.1.3. Потери в стали при наличии разнополюсных магнитных полей в общей магнитной системе.....	262
6.1.4. Статические критерии качества БЭГ.....	264
6.2. Алгоритм расчета с использованием математической модели БЭГ.....	266
6.2.1. Расчетно-оптимизационный комплекс генератора с интегрированным возбудителем.....	270
6.3. Аппроксимация кривых намагничивания электротехнических сталей.....	273
6.4. Выводы по шестой главе.....	282
7. АЛГОРИТМ ПОИСКОВЫХ ПРОЦЕССОВ ОПТИМИЗАЦИИ ВЕНТИЛЬНЫХ БЭГ.....	283
7.1. Математическая постановка задачи оптимального синтеза БЭГ.....	283
7.2. Классификация процедур решения многоцелевых задач.....	284
7.3. Анализ и выбор метода оптимизации. Программная реализация оптимального поиска.....	288
7.4. Параметрическая оптимизация БЭГ. Анализ результатов оптимизационного проектирования.....	297
7.4.1. Варьируемые параметры и ограничения.....	298
7.4.2. Реализация Парето-оптимального поиска в пространстве	

непрерывных параметров.....	300
7.4.3. Анализ результатов поиска оптимума.....	306
7.5. Выводы по седьмой главе.....	315
8. ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ БЕСЩЕТОЧНЫХ СИНХРОННЫХ МАШИН МАЛОЙ И СРЕДНЕЙ МОЩНОСТИ.....	316
8.1. Бесщеточный генератор с интегрированным возбудителем.....	316
8.1.1. Тепловые процессы БЭГ.....	319
8.1.2. Электромагнитные характеристики в установившемся и переходных режимах.....	324
8.2. Бесщеточный генератор с магнитоэлектрическим возбуждением.....	331
8.3. Бесщеточный двухкаскадный генератор с электромагнитным возбуждением.....	339
8.4. Выводы по восьмой главе.....	341
ЗАКЛЮЧЕНИЕ.....	343
БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК.....	348
ПРИЛОЖЕНИЯ.....	365

ВВЕДЕНИЕ

Современными мировыми тенденциями развития электротехники являются: повышение надежности энергоснабжения потребителей, снижение затрат на производство электроэнергии и следовательно, уменьшение ее стоимости, использование экологически чистых первичных источников. Дефицит энергоресурсов сегодня является одним из основных сдерживающих факторов развития экономики.

В отличие от большой энергетики, которая требует для наращивания своих мощностей привлечения значительных инвестиций, малая энергетика способна за короткое время обеспечить мощностями непосредственных потребителей, решая проблему недостатка электроэнергии относительно небольшими капитальными затратами.

Важное место в стратегии развития малой электроэнергетики занимают автономные энергетические установки (АЭУ). АЭУ – это системы генерации и использования электрической энергии, как правило, не связанные с централизованным электроснабжением. К стационарным АЭУ можно отнести автономные электростанции малой и средней мощности, в том числе, использующие возобновляемую энергию ветра, микроГЭС, генераторы с микротурбинами и двигателями внутреннего сгорания.

Отдельный класс АЭУ – электрические генераторы транспортных средств (ТС). Энергонасыщенность современных ТС возрастает в геометрической прогрессии. Особенно эта тенденция прослеживается в специальной технике. Бронетанковые ТС нуждаются в мощных, компактных и сверхнадежных источниках электроэнергии. Похожие требования предъявляются и к генераторным установкам спецавтомобилей МЧС и других экстренных служб. В отдельную группу АЭУ следует выделить генераторы и стартер-генераторы летательных аппаратов, в том числе, их беспилотных вариантов.

Для систем электрозапуска наземных газотурбинных двигателей требуются экономичные, энергоэффективные электромеханические преобразователи, кото-

рые по своей структуре, принципу действия и ряду не до конца решенных научно-технических проблем близки к автономным генераторным установкам.

Главным элементом любой АЭУ является электромеханический преобразователь (ЭМП), работающий в генераторном режиме. Генераторы АЭУ должны удовлетворять широкому спектру требований, в числе которых высокие надежность, энергетическая эффективность, низкие массогабаритные показатели и эксплуатационные издержки.

Разработке и исследованию бесконтактных электромашинных источников питания сначала в СССР, а затем и в России уделяется большое внимание. Это объясняется широким спектром областей, в которых нашли применение электрические генераторы без щеточного контакта. В 60-е годы 20-го столетия в нашей стране начались работы по созданию бесконтактных источников питания для нужд авиации с целью исключения из системы электроснабжения летательных аппаратов такого критичного к условиям больших высот и высокой агрессивности среды узла, как коллекторно-щеточный контакт. Большой научный и практический вклад в дело разработки и исследования бесконтактных автономных электромашинных источников для авиации и космонавтики внесли такие ученые, как А.И. Бертинов, Д.А. Бут, В.А. Балагуров, Б.С. Зечихин, Ф.Р. Исмагилов и др. В работах перечисленных авторов дана классификация бесщеточных электрических генераторов, развита теория электромагнитных и электромеханических процессов, разработаны методы проектирования с учетом особенностей эксплуатации.

Безусловно, перспективной областью применения БЭГ является нетрадиционная энергетика, т.е. использование альтернативных источников энергии. Ветрогенераторы и генераторы микро ГЭС эксплуатируются в тяжелых условиях. К ним предъявляются требования повышенной надежности и сокращения эксплуатационных издержек. Развитие теории и разработку конструкций таких БЭГ успешно осуществляли М.Л. Костырев, Л.М. Паластин, П.Ю. Грачев, В.В. Елистратов.

Инновации в автомобилестроении – замещение традиционных силовых агрегатов на основе двигателей внутреннего сгорания электрическими двигателями на полностью электрифицированных и гибридных автомобилях потребовали су-

ществленного повышения энерговооруженности и, как следствие, разработки новых бортовых источников электропитания с лучшими габаритными и энергетическими характеристиками. Решению данной задачи посвящены работы В.В. Аписита, А.И. Скороспешкина, В.Е. Ютта, А.М. Анисимова. Необходимость перехода к бесщеточным электромашинным источникам и минимизация их удельной массы и габаритов актуальна и для автономных источников электрической энергии на железнодорожном транспорте, в сельском хозяйстве, где требуются большие ресурсы работы и межремонтные интервалы при тяжелых условиях эксплуатации.

В числе зарубежных ученых, уделяющих серьезное внимание развитию теории и практическому продвижению бесщеточных генераторов, следует упомянуть исследователей из Японии S.Nonaka, K.Yamazaki, Китая Z.Q.Zhu, H.Fang, США J.Weimer, Великобритании I.Boldea и др.

При проведении исследований и разработок автор опирался на основополагающие работы по электромеханике: А.И. Бертинова, И.П. Копылова, А.И. Иванова-Смоленского, В.Я. Беспалова, Д.А. Бута, В.П. Шуйского, Ю.Б. Казакова; теории электромагнитного поля: И.Е.Тамма, В.Ф.Миткевича.

Очевидно, что увеличение производства генераторов для автономных энергетических установок является важнейшей задачей, в рамках которой должны решаться вопросы создания новых ЭМП с улучшенными энергетическими и эксплуатационными характеристиками. В то же время, отсутствие общего подхода и методологических принципов к исследованию, разработке и внедрению бесщеточных генераторов АЭУ приводит к необоснованному расширению их номенклатуры, тормозит промышленное внедрение новых видов БЭГ. Развитие теории расчета, проектирования и оптимизации, совершенствование методов улучшения удельных массогабаритных показателей, энергетической эффективности – основные пути повышения качества бесщеточных электрических генераторов. Вследствие изложенного, разработка научно-обоснованных методологических основ моделирования и оптимизационного проектирования бесщеточных генераторов малой и средней мощности, обеспечивающих улучшение массогабаритных и энергетических показателей, повышение технологичности конструкций, а также реше-

ние комплекса вопросов по их практической реализации и внедрению является актуальной научной проблемой, имеющей важное народнохозяйственное значение.

Под методологией понимается совокупность исследовательских средств, необходимых для достижения поставленной цели и решения сопутствующих задач, а также формирование представления о последовательности действий исследователя в процессе решения этих задач (алгоритма достижения цели). Применительно к бесщеточным генераторам АЭУ она включает ряд этапов, среди которых определяющими являются параметрическая оптимизация в многокритериальной постановке и взаимосвязанный с ней анализ электромагнитных процессов БЭГ, как элемента автономной системы электроснабжения (АСЭС). Решение этих главных задач подразумевает разработку математических моделей (ММ) и алгоритмов, ориентированных на достижение поставленных целей.

Алгоритм предлагаемого в диссертационной работе методологического исследования состоит из ряда этапов, последовательность реализации которых и взаимные связи между ними отражены на рис.В.1. На этапах, предшествующих параметрической оптимизации, осуществляется структурный и параметрический синтез роторов БЭГ с интегрированным возбуждением, в результате которого определяются конструкция и электрическая схема ротора. На основании исследования магнитного поля БЭГ с различными типами возбуждения определяются параметры генераторов для последующего использования в оптимизационных алгоритмах и в математических моделях при анализе электромагнитных процессов БЭГ в составе АСЭС. Основой для получения моделей служит концепция анализа схемных и конструктивных решений БЭГ.

Описанные выше этапы методологического исследования взаимосвязаны и являются подготовительными для решения итоговой задачи многокритериальной оптимизации и практического использования ее результатов.

Работа выполнялась на кафедре «Электромеханика и автомобильное электрооборудование» Самарского Государственного технического университета в соответствии с Федеральной целевой программой «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса

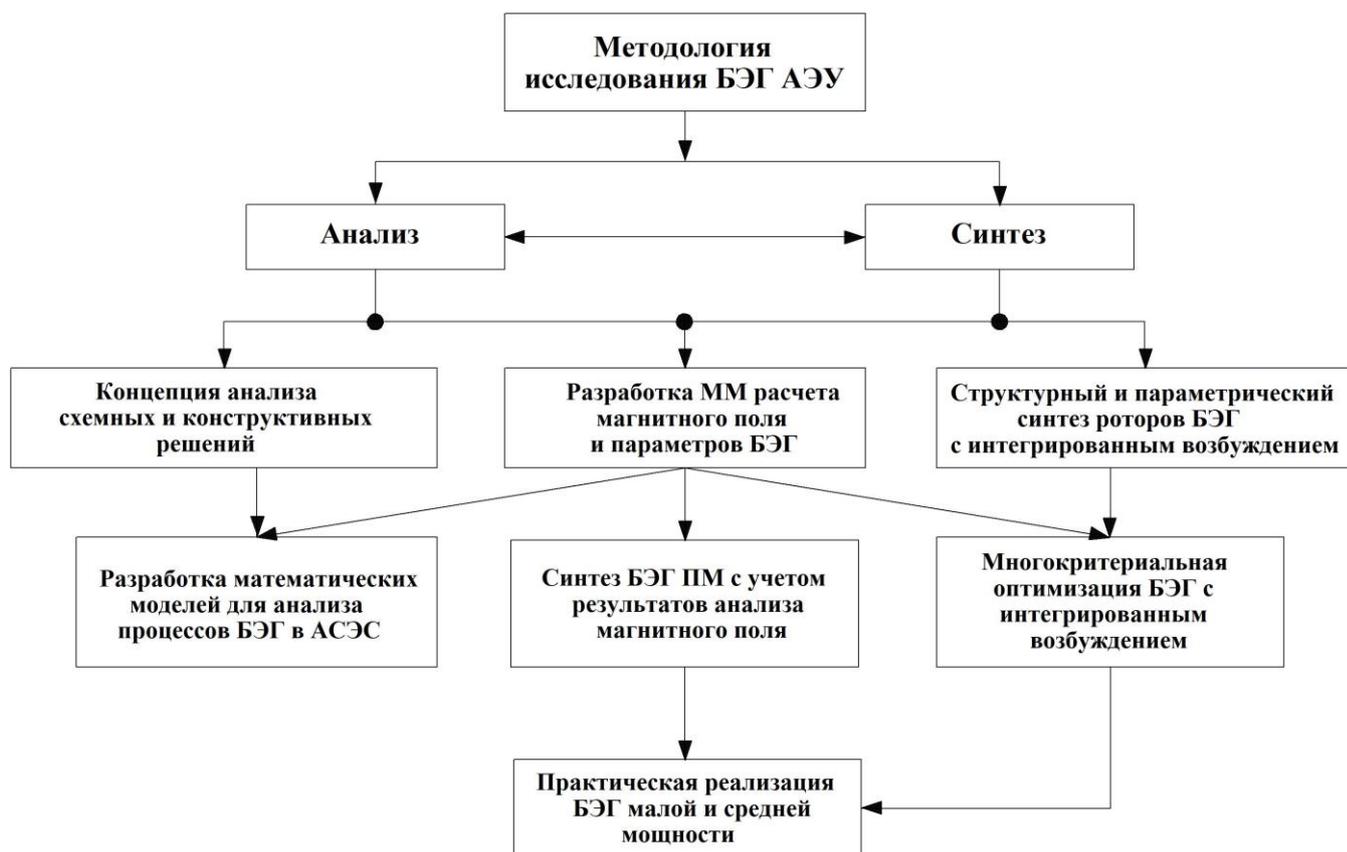


Рисунок В.1. – Алгоритм методологического исследования БЭГ

России на 2014—2020 годы», утвержденной Постановлением Правительства Российской Федерации № 426 от 21 мая 2013 года, пунктом б) переход к экологически чистой и ресурсосберегающей энергетике, повышение эффективности добычи и глубокой переработки углеводородного сырья, формирование новых источников энергии, создание новых способов транспортировки и хранения энергии. В период 2014-2018 гг. осуществлены научно-исследовательские и опытно-конструкторские разработки по созданию автономных источников электрической энергии и систем электрозапуска на базе синхронных машин малой и средней мощности.

Цель работы - разработка научно-методических основ моделирования и оптимизационного проектирования бесщеточных генераторов малой и средней мощности с электромагнитным и магнитоэлектрическим возбуждением для автономных энергетических установок с новыми электрическими и конструктивными схемами, обеспечивающих улучшение массогабаритных и энергетических показате-

лей, технологичности, а также решение комплекса вопросов по их практической реализации и внедрению.

Для достижения этой цели в диссертации поставлены и решены **задачи**:

- разработки концепции анализа схемных и конструктивных решений бесщеточных синхронных генераторов автономных энергетических установок для объективной оценки современного состояния проблемы и определения тенденций развития их теории;

- создания методологии определения оптимальной конфигурации БЭГ с интегрированным возбуждением, отличающейся от известных уточненным учетом влияния параметров и дифференциального рассеяния совмещенных обмоток на эффективность преобразования энергии в возбудителе и основном генераторе;

- разработки принципов математического моделирования БЭГ, построенных на основе теории обобщенного электромеханического преобразователя, и математических моделей для исследования электромагнитных процессов в статике и динамике, отличающихся учетом взаимного влияния разнополюсных магнитных полей;

- создания методологии синтеза бесконтактных синхронных генераторов с интегрированным электромагнитным и магнитоэлектрическим возбуждением и их математических моделей, адаптированных к решению задач оптимизационного проектирования, отличающихся уточненным методом расчета параметров посредством численного анализа магнитного поля;

- создания программных комплексов с элементами оптимизации бесщеточных электрических генераторов малой и средней мощности, обеспечивающих достижение требуемых статических и динамических критериев качества;

- разработки и внедрения в производство бесконтактных электрических генераторов автономных систем электроснабжения для транспортных машин специального назначения, автомобильного и железнодорожного транспорта, систем энергообеспечения беспилотных летательных аппаратов, ветроэнергетики, а также стартерных и стартер-генераторных систем с возбуждением от постоянных

магнитов, отличающихся улучшенными, по сравнению с аналогами, массогабаритными и энергетическими характеристиками.

Решение поставленных задач осуществлялось с использованием следующих **методов научных исследований**.

При разработке математических моделей для анализа электромагнитных процессов в статике и динамике использовались методы координатных преобразований, электрических цепей с переменными параметрами и векторно-матричные преобразования.

При создании алгоритмов проектирования использовались процедуры повелочных расчетов статического синтеза, а также систематический просмотр многомерных областей с привлечением аппарата ЛП- τ последовательностей и методы многокритериальной оптимизации.

При анализе различных типов вентильных генераторов и получении выражений передаточных функций применялись векторно-матричные методы и основные положения теории автоматического управления и квазинепрерывных систем. Воздействие дискретности коммутационных процессов на поведение вентильного генератора как объекта управления оценивалось путем применения модифицированного Z -преобразования Лапласа.

Решение задач расчета электромагнитного поля проводилось с использованием методов теории поля и численного моделирования.

Экспериментальная проверка результатов теоретических исследований и разработок выполнялась методами идентификации и сопоставительного анализа.

Научная новизна работы представлена теоретическими и экспериментальными исследованиями, основное содержание которых может быть обобщено в следующих положениях:

1. Предложена методология определения оптимальной конфигурации БЭГ с интегрированным возбуждением, отличающаяся от известных учетом влияния параметров и дифференциального рассеяния совмещенных обмоток на эффективность преобразования энергии в возбудителе и генераторе.

2. Разработаны принципы математического моделирования БЭГ, базирующиеся на теории обобщенного электромеханического преобразователя, математические модели для исследования электромагнитных процессов в статике и динамике, отличающиеся учетом взаимного влияния разнополюсных магнитных полей.

3. Разработана методология синтеза бесщеточных генераторов с интегрированным электромагнитным и магнитоэлектрическим возбуждением и их математические модели, адаптированные к решению задач оптимального проектирования, отличающиеся уточненным расчетом параметров посредством численного анализа магнитного поля.

4. Созданы программные комплексы с элементами оптимизации бесщеточных электрических генераторов малой и средней мощности, обеспечивающие достижение требуемых статических и динамических критериев качества и улучшенных массогабаритных и энергетических показателей.

5. Разработана концепция синтеза БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением, основанная на предварительной оценке оптимального объема ПМ в индукторах различного конструктивного исполнения с последующей оптимизацией по максимуму выходной мощности.

6. Созданы процедуры и алгоритм проектирования БЭГ, включающие повелочные и оптимизационные расчеты с использованием системного просмотра многомерных областей посредством процедуры ЛП поиска. Предложены пути достижения оптимума по отдельным критериям или их совокупности.

Полученные в работе математические модели и структурные схемы обладают достаточной общностью и могут быть использованы для исследования и проектирования различных типов бесщеточных синхронных машин малой и средней мощности, а также синтеза автономных энергетических установок и систем электрозапуска.

Практическая ценность работы определяется тем, что:

1. Разработанный метод оценки позволяет выбирать оптимальную с точки зрения эффективности использования активного объема конструкцию ротора и

схему электрически совмещенной обмотки БЭГ с интегрированным возбуждением.

2. Новые схемные и конструктивные решения генераторов с интегрированным возбуждением позволяют улучшить их массогабаритные и эксплуатационные показатели.

3. Выработаны рекомендации по улучшению эксплуатационных характеристик и показателей бесщеточных синхронных машин на основе разработанных методов и алгоритмов их расчета.

4. Созданы, испытаны и внедрены в эксплуатацию электромеханические преобразователи с электромагнитным и магнитоэлектрическим возбуждением для ветроэнергетики, железнодорожного и автомобильного транспорта, систем транспорта газа, беспилотных летательных аппаратов, имеющие по сравнению с аналогами улучшенные массогабаритные и энергетические показатели.

Реализация в промышленности, проектной практике, учебном процессе и внедрение результатов.

Математические модели, алгоритмы и программные комплексы, методики расчета эксплуатационных характеристик и параметров использованы при разработке вентильных бесщеточных генераторов для электрооборудования автономных объектов и специальных транспортных средств, систем электрозапуска газотурбинных двигателей и электропитания собственных нужд: ПАО «ОДК Кузнецов», АО «Барнаултрансмаш», КБ «Электроприбор», ООО «НПО Шторм», АО КМПО, ОКБ им. М.П. Симонова.

В результате совместной работы с ООО «НПО Шторм» изготовлены, испытаны и поставлены заказчикам:

- серия ветрогенераторов с магнитоэлектрическим возбуждением и прямым приводом мощностью 1; 2; 5 кВт для энергоснабжения автономных объектов;
- бесщеточные электрические генераторы с интегрированным возбуждением для электропитания бортовой сети специальных транспортных средств на гусеничном ходу (АО «Барнаултрансмаш» г. Барнаул);

- опытный образец бортового автономного источника питания на базе БЭГ с электромагнитным возбуждением (КБ «Электроприбор» завода агрегатного электромашиностроения г. Саратов);

- электромеханические преобразователи с магнитоэлектрическим возбуждением мощностью 80; 250 кВт для запуска газотурбинных двигателей НК-36, 38СТ; НК-12,14 и их модификаций в составе газотурбинных установок для газоперекачивающих агрегатов (ПАО «ОДК Кузнецов» г. Самара), (АО «Казанское моторостроительное производственное объединение» г. Казань).

- стартер-генератор малоразмерных газотурбинных двигателей (АО Научно-производственное объединение «Опытно-конструкторское бюро имени М.П. Симонова» г. Казань).

Результаты диссертационной работы, изложенные автором в учебно-методических пособиях, используются в учебном процессе Самарского государственного технического университета (СамГТУ). Технические решения, защищенные авторскими свидетельствами на изобретения, использованы в лабораторном практикуме студентов электротехнического факультета СамГТУ.

Апробация работы. Основные положения и результаты работы докладывались и обсуждались на 9-й Всероссийской научно - практической конференции «Компьютерные технологии в науке, практике и образовании» (Самара, 2010), Международной научно-технической конференции «Проблемы электротехники, электроэнергетики и электротехнологии» (Тольятти, 2012), Международной научно-технической конференции «Состояние и перспективы развития электротехнологии» (Иваново, 2013, 2015), 6, 7-й международных научно-практических конференциях «Актуальные проблемы энергетики АПК» (Саратов, 2015,2016), Всероссийской научно-практической конференции «Электротехнические комплексы и системы» (Уфа, 2015), Международной научно-практической конференции «Ашировские чтения» (Самара, 2017).

Публикации. По теме диссертации опубликовано 35 печатных работ, в том числе 15 статей из Перечня, рекомендованного ВАК РФ, монография и 3 авторских свидетельства на изобретения.

Основные положения, выносимые на защиту:

1. Концепция выбора оптимальной конструкции ротора БЭГ с интегрированным возбудителем с учетом реального распределения магнитного поля в активном объеме машины.

2. Математические модели бесщеточных синхронных машин, адаптированные к расчету параметров и электромагнитных сил на основе численного моделирования магнитного поля, учитывающие нелинейность свойств материалов, реальную конфигурацию сердечников, наличие вращающегося и неподвижного магнитных полей в общем магнитопроводе.

3. Принципы математического моделирования бесщеточных генераторов, построенные на основе теории обобщенного электромеханического преобразователя и имитационные модели исследования электромагнитных процессов в статике и динамике.

4. Частные линеаризованные модели БЭГ для оценки показателей качества переходных процессов, ориентированные на использование в задачах оптимального синтеза.

5. Методология синтеза синхронных машин малой мощности с магнитоэлектрическим возбуждением, основанная на предварительной оценке оптимального объема ПМ в индукторах различного конструктивного исполнения.

6. Математические модели бесщеточных электрических генераторов и алгоритм многокритериальной параметрической оптимизации на основе ЛП поиска.

Структура и объем работы. Диссертационная работа состоит из введения, восьми глав, заключения, списка использованных источников из 175 наименований и приложений, изложена на 364 страницах основного текста с 34 таблицами; иллюстрирована 169 рисунками.

Содержание работы. Во введении обоснована актуальность разработки научно-методических основ моделирования и оптимизационного проектирования бесщеточных генераторов малой и средней мощности с электромагнитным и магнитоэлектрическим возбуждением. Определены области их применения, проведен краткий анализ научных публикаций по выбранной проблеме, определены цели,

задачи, методы исследований и основные научные результаты, выносимые на защиту, изложена научная новизна и практическая значимость работы, методология анализа и синтеза.

В первой главе приведена классификация вентильных БЭГ, выполненных на основе электрических машин переменного тока. Рассмотрены схемные и конструктивные решения асинхронных и синхронных электрических генераторов, используемых в автономных системах электроснабжения, определены достоинства и недостатки, выявлены пути их совершенствования с целью улучшения массогабаритных, энергетических и эксплуатационных показателей.

На основании проведенного анализа определены два типа БЭГ, имеющих наиболее предпочтительный совокупный показатель, характеризующий удельную массу, энергетическую эффективность, надежность, регулировочную способность и эксплуатационные затраты. Это синхронные генераторы с интегрированным электромагнитным возбуждением и с возбуждением от высококоэрцитивных постоянных магнитов. Показаны варианты использования БЭГ в авиации, автомобильном, железнодорожном и водном транспорте, экологически чистом производстве электрической энергии из возобновляемых источников, сельском хозяйстве, разведке нефтяных и газовых запасов, оборонной промышленности. Рассмотрены особенности схемного и конструктивного построения БЭГ в различных сферах применения.

Проведен обзор современного состояния теории бесщеточных электрических генераторов, определены области электромеханики, имеющие первостепенное значение для развития научно-методических основ их анализа и синтеза:

- расчет параметров с учетом реальной геометрии магнитопроводов, насыщения магнитной системы, наличия магнитных полей разной полярности в общем сердечнике;

- математическое описание вентильных БЭГ с учетом процессов коммутации в установившихся и переходных режимах работы;

- оптимальное проектирование с учетом множества внешних факторов, определяемых областью применения и внутренних ограничений на величину электрических и магнитных нагрузок.

Сформулированы задачи проводимого научного исследования, направленного на повышение конкурентоспособности БЭГ за счет улучшения массогабаритных, эксплуатационных, энергетических характеристик при обеспечении заданных динамических и статических показателей качества.

Во второй главе проведена структурная оптимизация активной зоны ротора БЭГ с интегрированным возбудителем, где в качестве критерия была выбрана величина индукции в зазоре основного генератора. Посредством численного моделирования магнитного поля рассчитаны индуктивности рассеяния возбудителя, мощность управления (возбуждения), МДС возбуждения основного генератора, определен гармонический состав магнитных полей возбудителя и генератора. Показано, что явнополюсная конструкция ротора имеет преимущества перед неявнополюсной за счет большей МДС генератора при неизменной величине тока обмотки ротора и качественного улучшения гармонического состава поля реакции якоря возбудителя.

Исследовано влияние укорочения шага электрически совмещенной обмотки ротора на эффективность преобразования энергии в контуре «возбудитель-основной генератор». С помощью графоаналитических методов доказано, что применение трехфазных электрически совмещенных обмоток ротора с шагом, укороченным на $2/3$ в поле возбудителя, позволяет увеличить коэффициент усиления по мощности возбудителя, МДС возбуждения основного генератора, уменьшить мощность возбуждения (управления) БЭГ и расход обмоточного материала за счет сокращения длины и вылета лобовых частей обмотки. Кроме этого вращающийся выпрямитель содержит только три силовых вентиля в случае реализации однополупериодной схемы, что делает конструкцию ротора более технологичной и надежной.

Методом численного моделирования магнитного поля решена задача определения коэффициентов дифференциального рассеяния электрически совмещен-

ных обмоток ротора и их зависимости от степени насыщения магнитной системы БЭГ. Анализ результатов решения показал, что с ростом насыщения рассеяние по коронкам зубцов ротора увеличивается по экспоненциальному закону, а поясовое рассеяние практически не зависит от насыщения.

В третьей главе поставлена и решена задача создания математических моделей для численного расчета магнитного поля БЭГ с электромагнитным и магнитоэлектрическим возбуждением. Посредством введения функций скалярного и векторного магнитных потенциалов удалось сократить число неизвестных в системе уравнений поля и упростить процесс нахождения решения. Разработанные для численного расчета магнитного поля математические модели отличаются от известных учетом физических свойств магнитопроводов и источников поля в БЭГ с ПМ, реальной геометрии зубцово-пазовой структуры статора и ротора, фактического распределения токов по фазам и пазам, асимметрии статора относительно поля основной машины, размещения нескольких разнополюсных электрических машин в общем магнитопроводе.

В результате решения $2D$ задачи для БЭГ с интегрированным возбудителем определены коэффициенты магнитного поля возбуждения: формы поля возбуждения k_f , формы ЭДС k_B , полюсного перекрытия α_δ и реакции якоря k_d , k_q , параметры возбудителя и основного генератора и их зависимости от степени насыщения магнитной системы. Аналогичные показатели были найдены для БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением. Кроме этого, решение краевой $3D$ задачи распределения магнитного поля в активной зоне «коротких» БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением (с относительной длиной $\lambda \leq 0,3$) позволило установить значения коэффициентов бокового и торцового рассеяния ПМ и их вариацию при изменении λ , что позволяет адекватно оценить величину полезного потока при проектировании таких машин.

Получены зависимости коэффициентов формы ЭДС и полюсного перекрытия для СМ с магнитоэлектрическим возбуждением и радиально намагниченными постоянными магнитами, расположенными на поверхности ротора от конструк-

тивного коэффициента полюсного перекрытия. Установлен диапазон изменения величины относительной длины полюсной дуги, в котором за счет минимизации размагничивающего действия реакции якоря на поле постоянных магнитов достигается максимальная мощность в заданных габаритах при неизменном объеме магнитов.

В четвертой главе получена функциональная математическая модель генератора с интегрированным возбудителем, основанная на аналогии вентильного генератора с коллекторной машиной постоянного тока при допущениях о мгновенной коммутации вентилей обоих каскадов. Возбудитель и генератор эквивалентны коллекторным машинам постоянного тока, щетки которых смещаются в зависимости от нагрузки на угол от $\frac{\pi}{2}$ при холостом ходе до π при коротком замыкании.

Уравнения электрического и электромеханического равновесия позволяют анализировать установившиеся и переходные процессы в электромеханической системе с дискретным преобразованием переменных.

Получены уравнения БЭГ электромагнитного и магнитоэлектрического возбуждения в собственных (фазных) осях координат и осях d, q . С использованием уравнений осуществлено имитационное моделирование электромагнитных процессов БЭГ в составе автономной системы электроснабжения транспортного средства и ветроэнергетической установки. В моделях использовались значения параметров БЭГ, полученные экспериментально, либо в результате численного расчета поля.

Для упрощения исходных систем дифференциальных уравнений с целью их последующего использования при решении задачи оптимального синтеза в виде аналитического решения разработаны линеаризованные математические модели. Сравнение результатов анализа электромагнитных процессов при использовании полной и линеаризованной моделей показало возможность, с достаточной для практических расчетов точностью, использования последней при решении задач проектирования БЭГ. Получены структурные схемы БЭГ с различными типами возбуждения, которые могут быть использованы при синтезе систем автоматиче-

ского регулирования выходного напряжения. Доказано, что БЭГ является практически безынерционным звеном по отношению к возмущающему воздействию (скачкам нагрузки) и обладает малой электромагнитной постоянной времени. Относительно управляющего воздействия (изменение напряжения возбуждения) генератор характеризуется как апериодическое звено второго порядка.

Определены аналитические выражения критериев оптимизации, требующихся для оценки динамических показателей БЭГ, в числе которых выбраны квадратичные интегральные оценки переходных процессов по управляющему и возмущающему воздействиям.

В пятой главе разработан новый метод синтеза бесконтактных электрических генераторов с возбуждением от постоянных магнитов. В ходе проектирования осуществлен сравнительный анализ четырех типов индукторов БЭГ. Сущность метода заключается в определении такой структуры индуктора, которая при ограниченном объеме ПМ обеспечивает максимум выходной мощности генератора при удовлетворении ограничительных требований технического задания. Показано, что максимум мощности БЭГ достигается при оптимизации формы ПМ и изменении конструктивного коэффициента полюсного перекрытия. Данный метод может быть использован для разработки БЭГ с ПМ с другими магнитными структурами индукторов и при проектировании многополюсных генераторов с магнитоэлектрическим возбуждением для систем генерирования электроэнергии в ветроэнергетике и малой гидроэнергетике в случаях, когда требуется увеличить выходную мощность генератора при ограниченном объеме магнитов или уменьшить стоимость индуктора при заданном значении мощности.

В шестой главе разработана математическая модель БЭГ с интегрированным возбуждением, отличающаяся такими особенностями, как работа возбудителя и основного генератора на выпрямительную нагрузку, совмещение разнополюсных магнитных полей в общей магнитной системе. С использованием положений теории направленных графов определены варианты нахождения главных размеров БЭГ. В результате минимизации графов выбран вариант, позволяющий методологически более верно реализовать процесс проектирования, сократить число итера-

ционных циклов и затраты времени на поиск оптимального генератора. Выбраны дискретные, непрерывные параметры оптимизации и выходные критерии качества БЭГ. В их число входят как традиционные для электромеханических преобразователей - масса, КПД, так и специфические для вентильных генераторов – коэффициент пульсаций выпрямленного напряжения, коэффициент использования, интегральные оценки переходных процессов по управляющему и возмущающему воздействиям.

Предложен способ и разработан алгоритм аппроксимации кривых намагничивания электротехнических сталей, учитывающий наличие в общем магнитопроводе полей разной частоты и изменение магнитных свойств в зависимости от рабочей частоты и температуры, адаптированный к процессу автоматизированного проектирования. Разработан расчетно-оптимизационный комплекс, позволяющий проводить поиск оптимального варианта генератора с интегрированным возбуждением в пространстве непрерывно варьируемых параметров в интерактивном режиме.

В седьмой главе сформулирована математическая постановка задачи оптимального синтеза БЭГ, которая относится к классу многокритериальных. Проведена классификация процедур решения многоцелевых задач. Доказано, что для решения поставленной задачи рационально использовать ЛП-поиск методом зондирования пространства параметров точками равномерно распределенной последовательности. Разработан и программно реализован алгоритм поиска оптимального варианта бесщеточного генератора с интегрированным возбуждением, позволяющий осуществлять синтез генератора в пространстве дискретно изменяющихся параметров с последующим анализом электромагнитных процессов в установившихся и переходных режимах работы. Проведена серия оптимизационных расчетов генератора с интегрированным возбудителем в пространстве дискретно изменяющихся параметров.

В восьмой главе показаны примеры практической реализации бесщеточных синхронных генераторов для автономной электроэнергетики. Рассмотрены теоретические вопросы по определению теплового состояния электромеханических

преобразователей. Проведены экспериментальные исследования электромагнитных и тепловых установившихся и переходных режимов их работы, дана оценка адекватности разработанных теоретических моделей.

1. КОНЦЕПЦИЯ АНАЛИЗА СХЕМНЫХ И КОНСТРУКТИВНЫХ РЕШЕНИЙ БЕСЩЕТОЧНЫХ ГЕНЕРАТОРОВ АВТОНОМНЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК

Современный уровень развития и наличие большого многообразия бесщеточных генераторов предполагает разработку некоей концепции, позволяющей анализировать и выбирать для последующей разработки схемное и конструктивное решение БЭГ с учетом различных особенностей, в число которых следует включить область использования, регулировочные свойства, массогабаритные характеристики и т.д. На наш взгляд предлагаемая концепция должна включать:

- научную классификацию БЭГ, включающую перспективные типы бесщеточных генераторов на основе машин переменного тока;
- учет специфики эксплуатации в конкретной области использования;
- анализ теории и тенденций развития БЭГ.

1.1. Классификация бесщеточных электрических генераторов

Согласно тенденциям последнего времени в автономных системах электропитания, генерирующих системах, использующих возобновляемые энергетические ресурсы, на транспорте используются электромашинные источники питания с промежуточным звеном постоянного тока. Электрическая схема такой мобильной системы электроснабжения приведена на рис.1.1.

Центральным элементом системы является бесконтактный генератор переменного тока (БЭГ), который приводится во вращение двигателем (Д). В качестве двигателя, в зависимости от области назначения системы, может использоваться ветроколесо, гидротурбина, двигатель внутреннего сгорания (дизельный или бензиновый), авиадвигатель. БЭГ соединен с силовым выпрямителем (В).

Бесконтактный электрический генератор вырабатывает напряжение постоянного тока, поступающее на распределительное устройство (РУ). Для сглаживания пульсаций выпрямленного напряжения предусматривается использование фильтров. Потребители постоянного тока питаются напрямую от РУ, а переменного

го тока - через преобразователи (инверторы), обеспечивающие необходимый уровень и частоту напряжения.

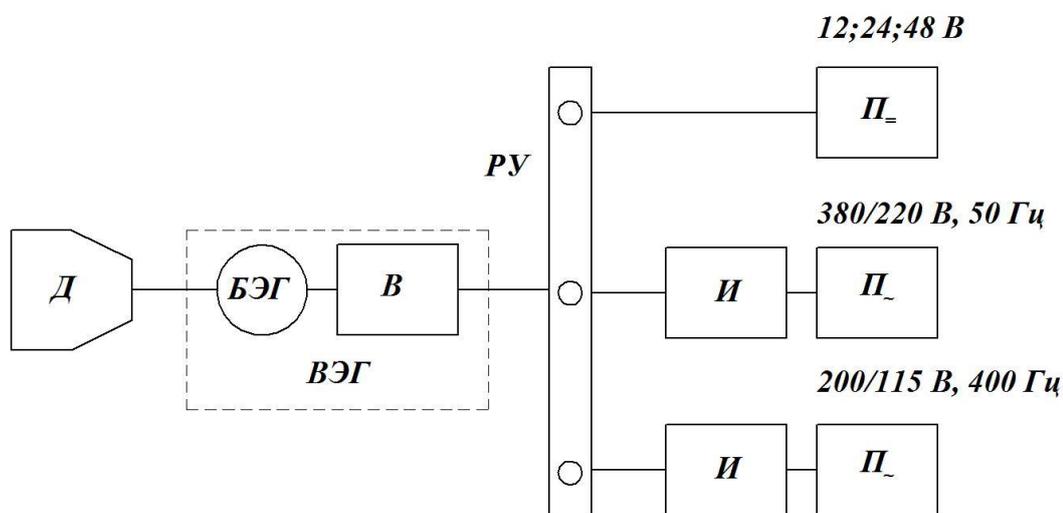


Рисунок 1.1- Функциональная схема системы электроснабжения.

При отсутствии ограничений на число фаз в условиях генерации постоянного тока генератор может быть выполнен многофазным, что вызывает определенный интерес с позиций надежности и отказоустойчивости машины в аварийных режимах работы.

К преимуществам приведенной системы электроснабжения можно отнести:

- малое значение удельной массы;
- снижение массы электронных устройств управления;
- гарантированное качество электроэнергии;
- высокий КПД системы;
- отсутствие ограничений по частоте вращения генератора;
- простоту обеспечения параллельной работы генераторов.

В соответствии с принципом действия вентильные БЭГ делятся на асинхронные и синхронные генераторы переменного тока, работающие на выпрямительную нагрузку. На рис.1.2 приведена классификационная схема возможных исполнений БЭГ, отличающихся способами создания и использования основного магнитного потока.

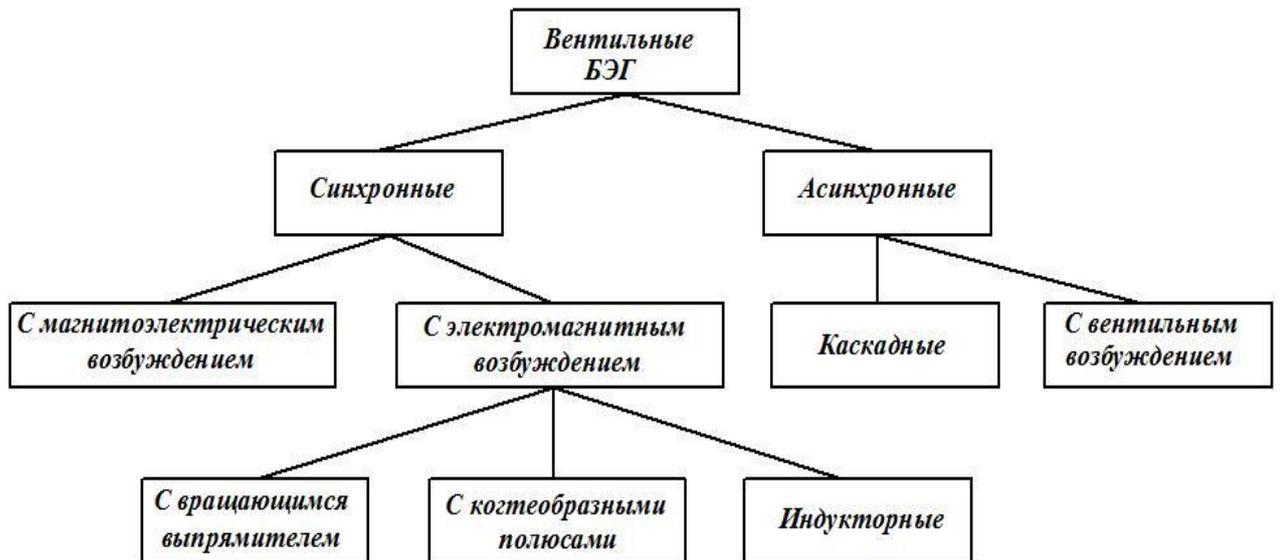


Рисунок 1.2 - Классификация вентильных БЭГ.

Каскадные асинхронные генераторы (АГ) представляют собой две и более электрически соединенные машины, расположенные на одном валу. Типичная электрическая схема такого генератора приведена на рис.1.3.

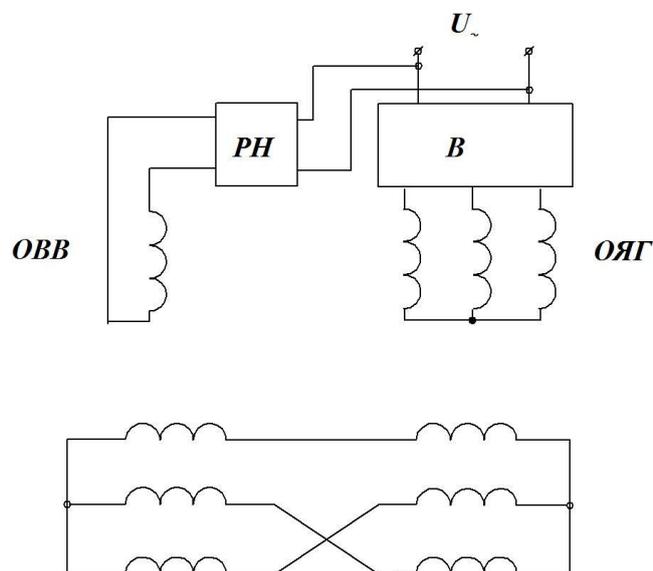


Рисунок 1.3 - Электрическая схема каскадного вентильного БЭГ

ОБВ – обмотка возбуждения возбудителя; ОЯГ – обмотка якоря генератора;

РН – регулятор напряжения; В – Выпрямитель.

Каскадный генератор состоит из синхронного возбудителя с числом пар полюсов p_1 и асинхронного генератора с числом пар полюсов p_2 . Якорная обмотка возбудителя и первичная обмотка генератора соединены электрически, причем магнитные поля, создаваемые данными обмотками, вращаются встречно. Такие БЭГ могут выполняться на повышенную частоту и, вследствие этого, иметь меньшую удельную массу и габариты по сравнению с однокаскадными генераторами. Частота выходного напряжения на стороне переменного тока определяется суммой чисел пар полюсов возбудителя и генератора

$$f_{\Gamma} = \frac{n \cdot (p_1 + p_2)}{60}.$$

При выполнении обоих каскадов в общем магнитопроводе достигается сокращение расхода конструкционных материалов и электротехнической стали. В развитие теории и разработку конструкций подобных БЭГ большой вклад внесли отечественные ученые А.М. Бамдас, С.В. Шапиро, В.И. Загрядцкий [15, 39]. Наряду с такими преимуществами данной схемы, как отсутствие скользящего контакта, простота реализации она имеет и ряд недостатков, к которым следует отнести большую относительную длину, повышенный расход реактивной мощности, требующейся на возбуждение магнитного поля второго каскада.

Следующий класс асинхронных генераторов – АГ с вентильным возбуждением. Машины такого типа получили свое развитие с появлением силовых полупроводниковых управляемых элементов в 80-х годах 20-го века. Существенный вклад в разработку схемных решений таких генераторов и обоснование их теоретической базы внесли М.Л. Костырев, Н.Д. Торопцев [75, 120]. Электрическая схема асинхронного генератора с вентильным возбуждением показана на рис.1.4.

Такой генератор состоит из асинхронной машины с короткозамкнутым ротором, тиристорного или транзисторного преобразователя и системы управления. Переключение вентилей преобразователя вызывает протекание в фазах обмотки статора асинхронной машины многофазной системы токов, создающих в воздушном зазоре вращающееся магнитное поле. Данный генератор не нуждается в громоздких и мощных конденсаторах возбуждения, так как реактивная мощность, не-

обходимая для создания магнитного поля, генерируется самим преобразователем. В системе применяются лишь небольшие корректирующие емкости.

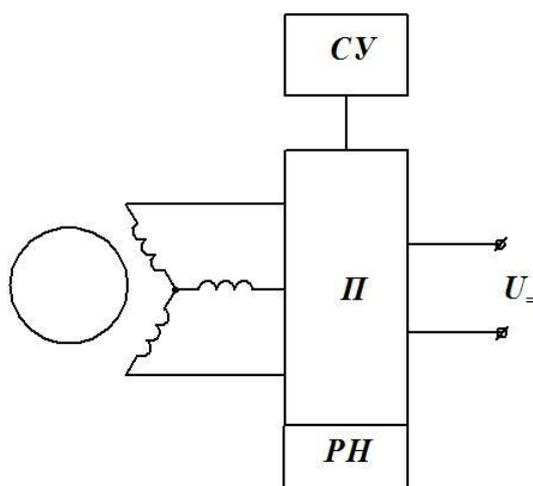


Рисунок 1.4 - Электрическая схема асинхронного генератора с вентильным возбуждением

СУ – система управления; П – преобразователь; РН – регулятор напряжения.

Применение управляемого вентильного преобразователя позволяет просто и эффективно регулировать выходное напряжение генератора при изменении нагрузки или частоты вращения привода без использования дополнительной обмотки для подмагничивания спинки статора. Однако в таких генераторах возникают трудности регулирования напряжения при холостом ходе.

Синхронные БЭГ с электромагнитным возбуждением широко применяются практически во всех областях, где требуются автономные источники электроэнергии. В первую очередь это объясняется их хорошими регулировочными свойствами, которые обеспечиваются изменением потока возбуждения.

Синхронные генераторы с когтеобразными полюсами находят широкое применение в автомобильной промышленности в качестве бортовых источников питания, в ветроэнергетике при небольших мощностях, в авиации. Это обусловлено их высокой надежностью и малыми эксплуатационными издержками. Среди ученых, занимавшихся разработкой теории таких машин, следует отметить В.В.

Апсита, В.А. Балагурова, Л.М. Паластина [7, 13, 95]. В настоящее время известно множество конструкций БЭГ с когтеобразными полюсами, отличающихся способами замыкания основного магнитного потока. Среди наиболее распространенных следует выделить генераторы с внешне и внутризамкнутым магнитным потоком, торцовые, одно и двух пакетные индукторные БЭГ. Конструкция генератора с внутризамкнутым потоком показана на рис.1.5.

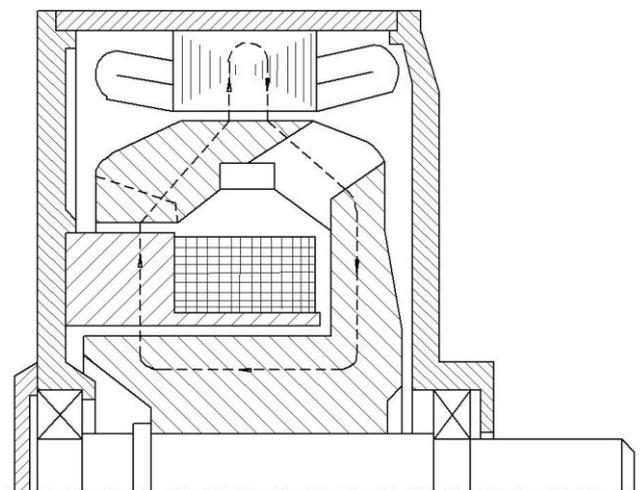


Рисунок 1.5 - БЭГ с внутризамкнутым магнитным потоком.

Кольцевая конструкция обмотки возбуждения является весьма технологичной, а ее расположение на неподвижной части генератора обеспечивает бесконтактное исполнение машины. Машины данного типа допускают эксплуатацию на частотах вращения до 12000 об/мин. Однако, с ростом мощности и относительной длины таких генераторов все более существенным становится основной их недостаток – рассеяние магнитного потока, выражающееся в том, что часть силовых линий магнитного поля замыкается напрямую между когтями (полюсами) противоположной полярности, не проникая в сердечник якоря, и не образует потокосцепления с якорной обмоткой.

Индукторный БЭГ представляет собой электрическую машину, работающую при пульсирующем магнитном потоке, причем поток всегда однонаправлен и варьируется только по величине за счет изменения магнитной проводимости между

статором и ротором при вращении. Индукторные БЭГ находят широкое применение при тяжелых условиях работы: высокая температура, частота вращения, агрессивная среда, характеризуются высокой надежностью и неприхотливостью. Такие генераторы обычно выполняются высокочастотными, допускают большие частоты вращения, что позволяет уменьшить их массу и габариты. В зависимости от конфигурации магнитной цепи индукторные БЭГ могут выполняться одноименнополюсными, разноименнополюсными и с гребенчатой зубцовой зоной.

У машин первого типа к якору обращены полюсы ротора одинаковой полярности и магнитный поток проходит вдоль оси вала. Однопакетный одноименнополюсный генератор показан на рис.1.6.

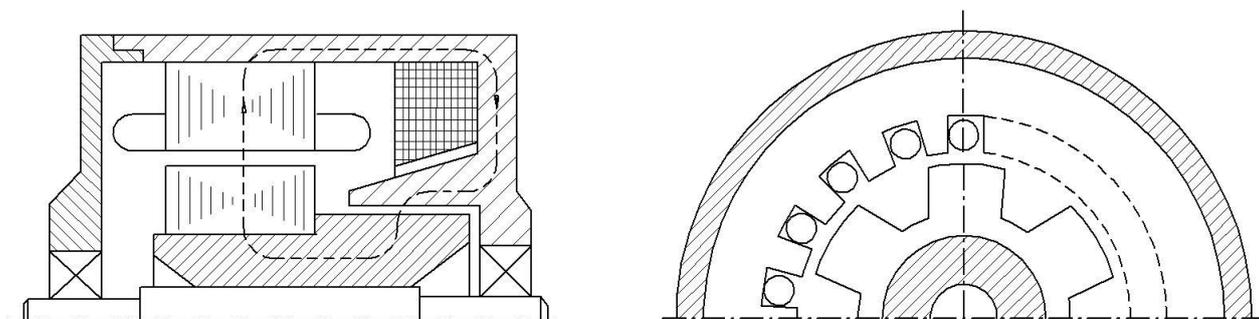


Рисунок 1.6 - Одноименнополюсный однопакетный БЭГ.

Одноименнополюсные машины, как видно из рис.1.6, являются машинами с радиально-осевым магнитным потоком и, несмотря на такое преимущество, как простота конструкции, имеют ограничения на относительную длину $\lambda = \frac{l_{\delta}}{D}$ по причине повышенного рассеяния потока в магнитопроводящих элементах ротора и корпуса. Также для такой конструкции характерно наличие дополнительного нерабочего зазора и тяжелого подшипникового щита, выполняющего роль магнитопровода. Одноименнополюсные индукторные БЭГ находят применение при высоких окружных скоростях ротора ($v \leq 150 \text{ м/с}$) и относительно небольших мощностях ($P \leq 5 \text{ кВт}$).

В разноименнополюсных индукторных БЭГ магнитный поток замыкается в плоскости, перпендикулярной оси вала, т.е. эти машины, являются радиально-возбуждаемыми. На рис.1.7. приведена конструкция разноименнополюсного БЭГ.

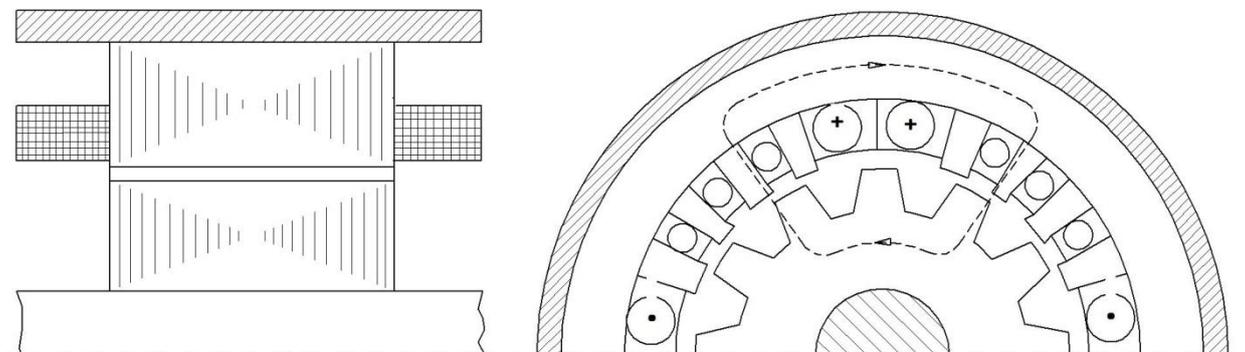


Рисунок 1.7 - Разноименнополюсный индукторный БЭГ.

Поскольку ротор таких машин перемагничивается с частотой, пропорциональной числу пар полюсов обмотки возбуждения (на рис.1.7 показана проводниками большего сечения), он выполняется шихтованным и окружная скорость разноименнополюсного БЭГ ограничена значением $v \leq 90 \text{ м/с}$. Также, для этих генераторов характерны фазовая асимметрия и повышенные пульсации магнитного потока, ухудшающие форму кривой выходного напряжения на стороне переменного тока.

Общим недостатком индукторных машин является наличие постоянной составляющей магнитного потока, не участвующей в процессе преобразования энергии. Ввиду этого, машины такого типа существенно тяжелее и габаритнее синхронных машин классического электромагнитного возбуждения.

Во второй половине 20-го столетия бурное развитие получили БЭГ с вращающимися выпрямителями. Это произошло благодаря появлению полупроводниковых элементов и силовых преобразователей на их основе. Такие машины представляют собой каскадное соединение возбuditеля и основного генератора на общем валу. На рис.1.8 показана электрическая схема вентильного генератора с вращающимся выпрямителем и электромагнитным возбуждением.

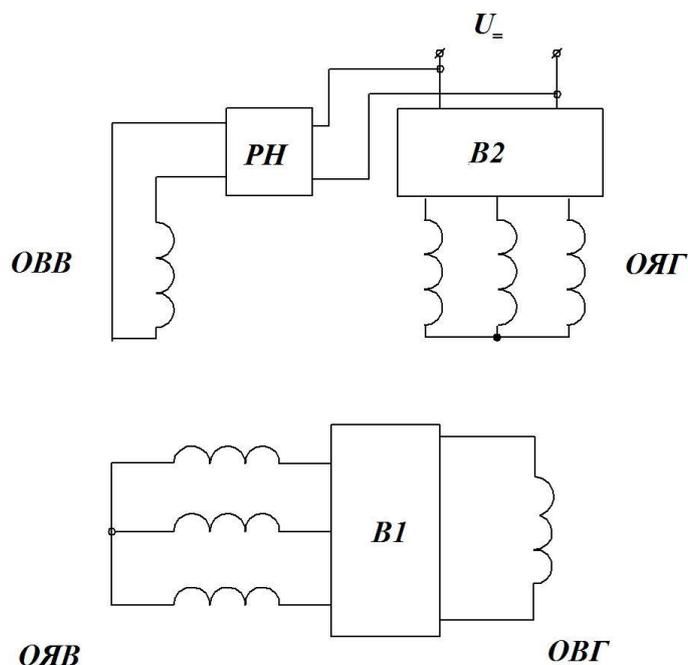


Рисунок 1.8 - Электрическая схема БЭГ с вращающимся выпрямителем

ОБВ – обмотка возбуждения возбудителя; ОБГ – обмотка возбуждения генератора; ОЯВ – обмотка якоря возбудителя; ОЯГ – обмотка якоря генератора; РН – регулятор напряжения; В1, В2 – выпрямители.

Применение вращающегося выпрямителя обеспечивает бесконтактную передачу мощности в цепь возбуждения основного генератора. Благодаря наличию промежуточного усилителя мощности – возбудителя, мощность управления генератором сокращается на порядок. Как следствие, регулятор напряжения становится легче, надежнее, дешевле. Идею создания бесщеточного возбуждения развили в своих работах А.И. Бертинов, Ш.И. Лутидзе, Д.А. Бут [18, 19, 79] и другие ученые. Использование таких БЭГ оказывается весьма успешным в автономных системах электроснабжения. При этом данные электромеханические преобразователи характеризуются хорошими весогабаритными показателями, малой мощностью возбуждения, позволяют плавно и глубоко регулировать выходное напряжение. К недостаткам БЭГ с вращающимся выпрямителем следует отнести: наличие вращающихся обмоток и полупроводниковых вентилях, повышенную инерционность регулирования за счет увеличенной электромагнитной постоянной обмотки возбуж-

дения возбуждателя. Эти недостатки в последние годы успешно нивелируются посредством разработки прогрессивных технологий получения высокотемпературных обмоточных проводов и вентилях на основе арсенида галлия и карбида кремния, допускающих эксплуатацию при температурах до $400\text{ }^{\circ}\text{C}$, а также применением гибридного возбуждения, когда основной магнитный поток создается постоянными магнитами, а обмотка возбуждения выполняет регулирующие функции.

В БЭГ, построенных по такой схеме, при относительно небольшой мощности основного генератора (до $20 \div 30$ кВт), возбуждатель оказывается соизмеримым с ним по габаритам. Раздельная последовательная компоновка возбуждателя и генератора предполагает увеличение длины всего БЭГ. Это приводит к трудностям размещения генератора в условиях ограниченного пространства, что характерно для автономных бортовых источников, повышенному расходу конструкционных материалов. Поэтому для машин указанного диапазона мощностей рационально магнитное совмещение возбуждателя и генератора в общем магнитопроводе. Кроме этого, весьма полезной будет замена двух раздельных обмоток на роторе одной электрически совмещенной. Это ведет к повышению надежности за счет сокращения числа обмоток БЭГ, уменьшению расхода изоляционных и проводниковых материалов, упрощению технологии изготовления и возможности более жесткой фиксации вращающейся обмотки при высоких окружных скоростях ротора за счет применения так называемых однозубцовых обмоток.

Разработке и исследованию совмещенных электрических машин посвящено множество работ, как в нашей стране, так и за рубежом. Следует отметить большой вклад в этой области электромеханики А.И. Скороспешкина, В.И. Попова, В.С. Новокшенова, В.М. Павлинина [89, 90, 94, 98, 109] и др.

На рис.1.9. показана электрическая схема БЭГ, совмещенного магнитно и частично электрически. Заметим, что в зарубежной практике такие машины принято называть генераторами с интегрированным возбуждением.

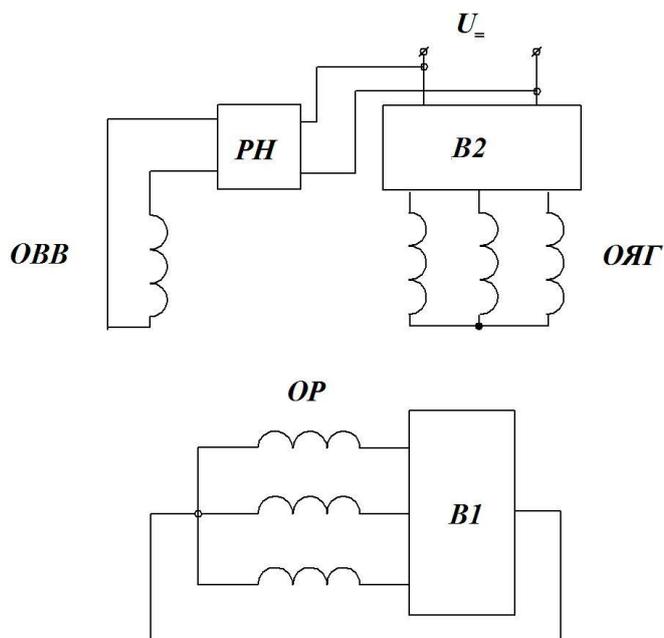


Рисунок 1.9 - БЭГ с интегрированным возбуждением

ОВВ – обмотка возбуждения возбудителя; ОР – электрически совмещенная обмотка ротора; ОЯГ – обмотка якоря генератора; РН – регулятор напряжения; В1, В2 – выпрямители.

Количество фаз электрически совмещенной обмотки ротора может быть различным. Оно определяет соотношение между числами пар полюсов возбудителя и генератора. Схема выпрямления - либо двухполупериодная мостовая, либо однополупериодная. С точки зрения надежности – вторая предпочтительнее за счет меньшего числа вращающихся вентиляей.

В последние годы, с появлением относительно дешевых редкоземельных постоянных магнитов, бурное развитие получили машины с магнитоэлектрическим возбуждением, которые с успехом применяются в таких отраслях, как авиация, транспорт, ветроэнергетика, малая гидроэнергетика. БЭГ этого типа имеют ряд преимуществ по сравнению с другими бесконтактными генераторами. Они не потребляют реактивную мощность на возбуждение, как асинхронные, в отличие от индукторных имеют знакопеременное магнитное поле и, как следствие, более высокое использование активных материалов и существенно меньшие массу и габариты.

риты, не имеют потерь на возбуждение, как синхронные машины с электромагнитным возбуждением и обладают более высоким коэффициентом полезного действия.

С ростом объемов производства высококоэрцитивных редкоземельных магнитов (РЗМ), расширением их номенклатуры и уменьшением стоимости применение БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением становится экономически оправданным и несложно реализуемым технически. Следует добавить, что эти машины имеют, как правило, простую конструкцию и допускают работу при больших частотах вращения ротора. Главным препятствием для более широкого применения наиболее энергоемких неодимовых РЗМ в качестве источника магнитного поля в высокоиспользуемых БЭГ является их температурная нестабильность. В зависимости от марки эти магниты имеют точку Кюри $(310 \div 340)^\circ \text{C}$ и максимальную рабочую температуру $(200 \div 240)^\circ \text{C}$. Трудности стабилизации напряжения генераторов с возбуждением от постоянных магнитов, которые были существенными еще 20 лет назад, в настоящее время успешно преодолены благодаря применению управляемых выпрямителей с микропроцессорными системами управления. Такие системы позволяют стабилизировать выходное напряжение вентильного генератора при изменении нагрузки от холостого хода до номинальной. Однако, они не справляются со своей задачей при существенных колебаниях частоты вращения привода, как например, в ветроэнергетике, авиации, транспорте, где частота вращения первичного двигателя изменяется в широком диапазоне. В этом случае используются комбинированные способы регулирования напряжения БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением. К основному методу с использованием управляемого выпрямителя добавляется один из следующих способов:

- включение последовательно или параллельно с обмоткой якоря емкостных стабилизаторов;
- применение дросселей насыщения;
- подмагничивание спинки статора;
- использование магнитных междуполюсных шунтов.

Последние два способа предполагают изменение конструкции генератора, а два первых приводят к существенному росту массы и стоимости всей системы автономного электроснабжения.

В связи с трудностями регулирования напряжения магнитоэлектрических генераторов в последние годы успешно разрабатывается теория, и внедряются в эксплуатацию генераторы с комбинированным возбуждением [19, 25]. За рубежом данный класс электрических машин получил название генераторы с гибридным возбуждением (hybrid excitation) [140, 166, 171, 175]. Электрическая схема такого генератора показана на рис.1.10.

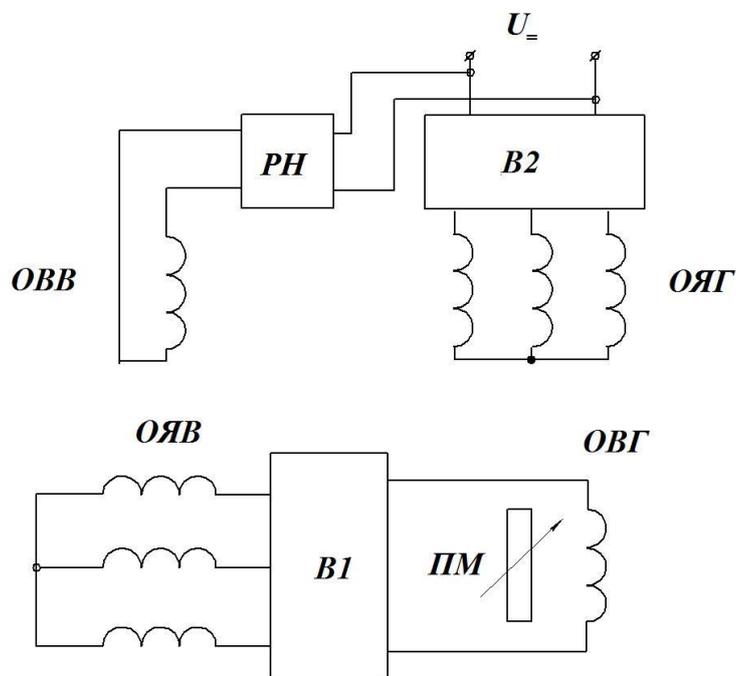


Рисунок 1.10 - БЭГ с гибридным возбуждением

ОВВ – обмотка возбуждения возбудителя; ОВГ – обмотка возбуждения генератора; ОЯВ – обмотка якоря возбудителя; ОЯГ – обмотка якоря генератора; РН – регулятор напряжения; В1, В2 – выпрямители; ПМ – постоянные магниты.

Хотя данная схема несколько усложняется по сравнению с классической каскадной (рис.1.8) и возникают трудности конструктивной компоновки постоянных магнитов в сердечнике ротора, данное решение обеспечивает устойчивое са-

мовозбуждение, что особенно актуально для автономных БЭГ, и простоту регулирования выходного напряжения по каналу возбудителя.

Конструкция второго каскада БЭГ с гибридным возбуждением может выглядеть, например, таким образом (рис.1.11). На роторе располагается обмотка возбуждения генератора (ОВГ) и постоянные магниты соответствующей полярности.

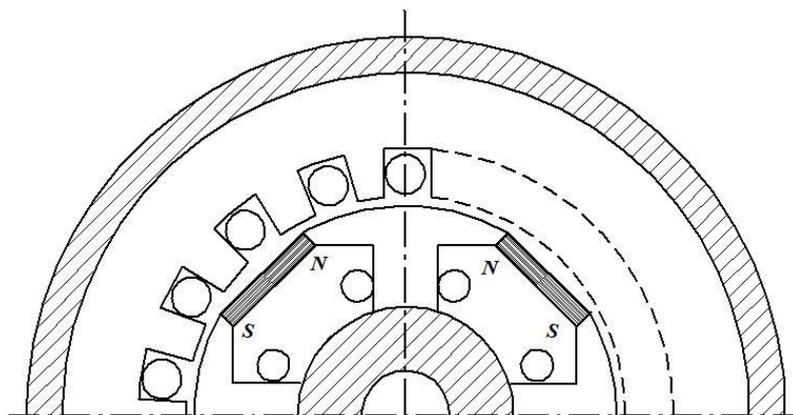


Рисунок 1.11 - Конструкция основного каскада БЭГ с гибридным возбуждением.

Дальнейшим совершенствованием данной схемы является симбиоз возбудителя, генератора и комбинированного возбуждения в единой активной зоне БЭГ. Такие машины получили название генератор с интегрированным гибридным возбуждением. Особенно бурное развитие данный класс преобразователей получил в последние годы. В работе [63] рассматриваются принципы функционирования, устройство, эксплуатационные характеристики, различные подходы к расчету параметров генераторов с интегрированным гибридным возбуждением (Integrated hibrid excitation generators).

Генератор состоит из двух частей: возбудителя и основного генератора. Обе части расположены в общем магнитопроводе. Обмотки возбуждения возбудителя $W_{\text{В}}$ и якоря основного генератора $W_{\text{Г}}$ располагаются в пазах статора. На явнополюсном роторе находится одна обмотка, выполняющая функции обмотки якоря

возбудителя W_r и возбуждения генератора W_{fr} , замкнутая на себя через однополупериодный вращающийся выпрямитель, как показано на рис.1.12.

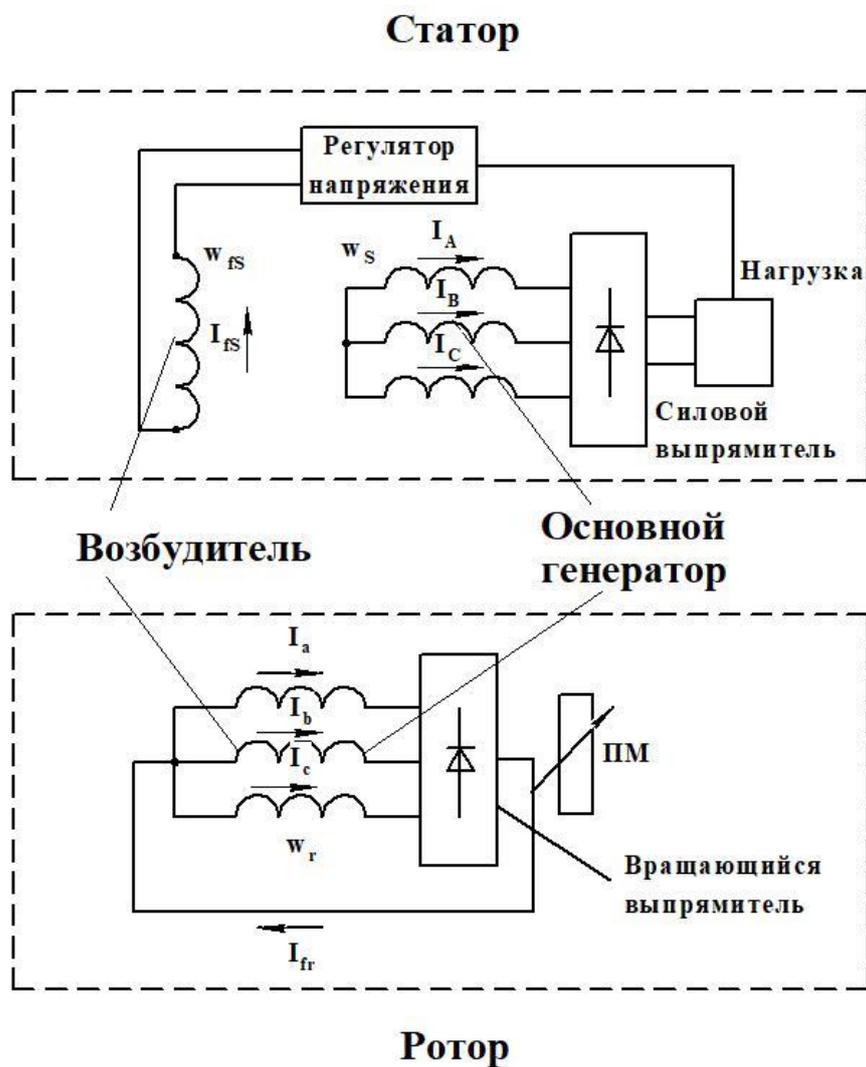


Рис.1.12. Электрическая схема бесщеточного генератора с интегрированным гибридным возбуждением.

Расположение обмоток статора, ротора и намагниченность постоянных магнитов показаны на рис.1.13. Якорная обмотка статора выполнена двухслойной с укорочением на $1/6$ полюсного деления. Обмотка ротора зубцовая, с укорочением в магнитном двухполюсном поле возбудителя на $1/3$ для исключения индуктивной связи с шестиполюсным магнитным полем основного генератора.

Ток возбуждения статора I_{fs} для питания обмотки W_{fs} обеспечивается с выхода основного генератора. Благодаря наличию постоянных магнитов генератор может осуществлять преобразование энергии даже при отсутствии тока возбуждения. Таким образом, достигается устойчивое самовозбуждение.

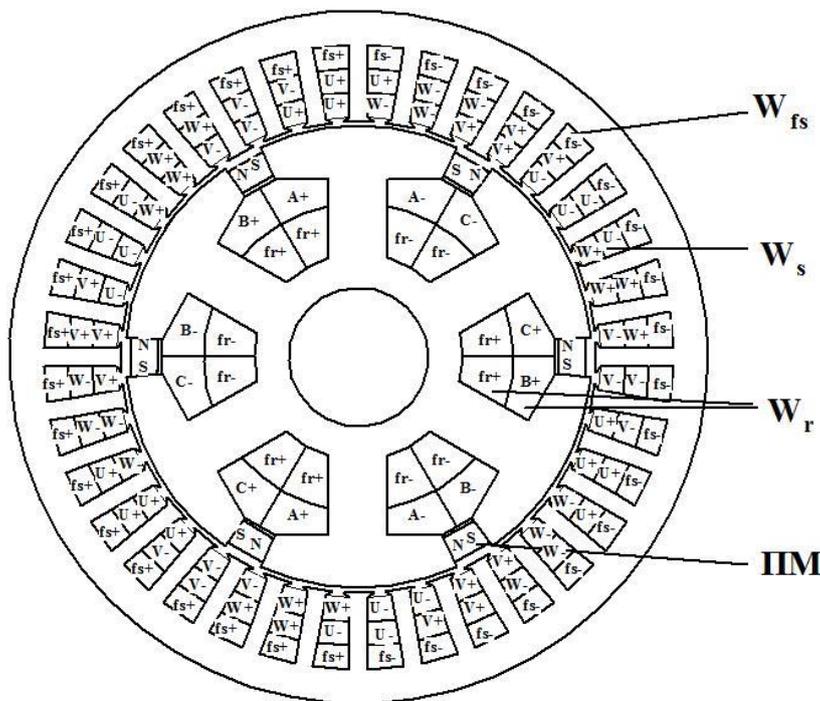


Рисунок 1.13 - Размещение обмоток и магнитов.

Числа пар полюсов основного генератора и возбудителя связаны соотношением $\frac{p_2}{p_1} = m_r$, где m_r - число фаз обмотки ротора. Схемы обмоток составлены таким образом, что магнитное поле основного генератора не может индуцировать ЭДС в обмотках возбудителя и наоборот.

При отсутствии тока в обмотке возбуждения возбудителя магнитный поток ПМ ($\Phi_{\Delta PM}$) замыкается в сердечнике ротора, как показано на рис.1.14. Поток рассеяния ПМ ($\Phi_{\sigma PM}$) проходит через воздушный зазор и индуцирует в обмотке статора W_s напряжение, обеспечивающее возникновение тока I_{fs} в обмотке возбуждения возбудителя W_{fs} .

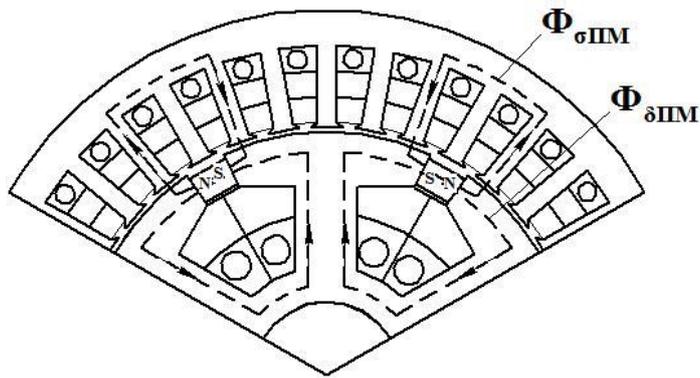


Рисунок 1.14 - Магнитоэлектрическое возбуждение БЭГ.

При протекании тока I_{fs} в обмотке W_{fs} в воздушном зазоре создается неподвижное магнитное поле, индуктирующее ЭДС и ток I_r в обмотке ротора W_r . На рис. 1.15 показан поток Φ_{wf} , создаваемый током возбуждения возбудителя I_{fs} .

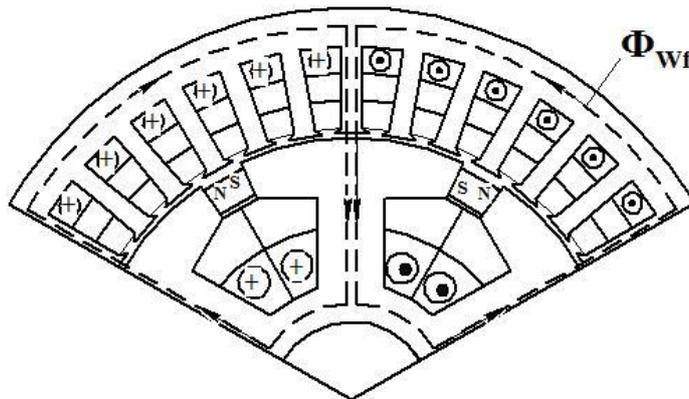


Рисунок 1.15 - Электромагнитное возбуждение БЭГ.

По обмоткам ротора протекает выпрямленный ток, переменная составляющая которого создает магнитный поток реакции якоря возбудителя. Постоянная составляющая I_{fr} создает магнитный поток возбуждения основного генератора Φ_{wF} рис.1.16. Принцип действия основного генератора идентичен работе классического синхронного генератора со щетками в цепи возбуждения. Магнитный поток ПМ $\Phi_{ПМ}$ образует потокосцепление с обмоткой статора через воздушный за-

зор. Поток $\Phi_{ПМ}$ и поток Φ_{WF} , создаваемый током I_{fr} , суммируются в зазоре. Результирующий поток в воздушном зазоре зависит от Φ_{WF} , поэтому изменять индукцию в зазоре, а, следовательно, регулировать выходное напряжение удобно с помощью тока возбуждения возбудителя I_{js} .

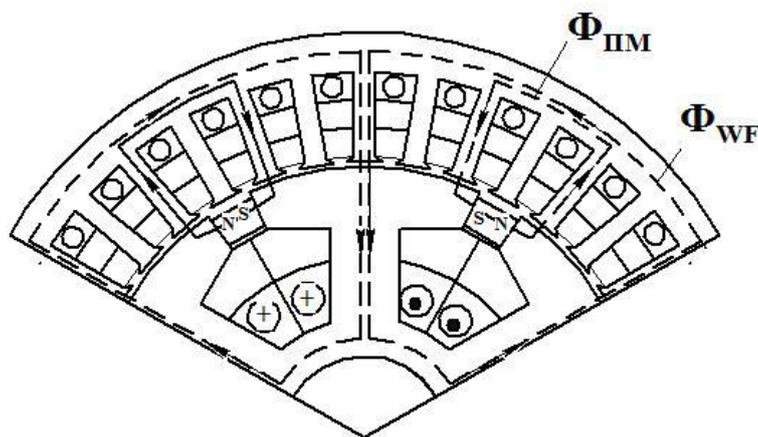


Рисунок 1.16 - Гибридное возбуждение БЭГ.

1.2. Особенности применения вентильных БЭГ

Бесконтактные электрические генераторы с выходом на постоянном токе в настоящее время широко применяются во многих областях народного хозяйства. Среди основных направлений следует выделить:

- авиацию и космос;
- автомобильный, железнодорожный и водный транспорт;
- возобновляемые источники энергии;
- сельское хозяйство;
- разведку нефтяных и газовых запасов;
- оборонную промышленность.

Традиционно в мировой и отечественной практике внедрения новых технологий и изобретений передовыми являются оборонная промышленность, авиация и космос. К бортовым источникам электроэнергии, находящим применение в этих областях, предъявляются весьма жесткие требования с точки зрения надежности и

живучести. В этой связи при разработке таких источников необходимо решать ряд задач, среди которых первостепенными являются [19]:

- снижение удельной массы, уменьшение габаритов, повышение энергетических показателей;
- разработка новых типов генераторов, систем стабилизации и регулирования их напряжения;
- изучение переходных и аварийных режимов работы генераторов;
- совершенствование теории и методов проектирования.

В настоящее время отечественными предприятиями, работающими в области авиационного электрооборудования выпускаются бесконтактные генераторы с вращающимся выпрямителем серий ГТ и ГО на частоты вращения 8000 об/мин и 12000 об/мин с воздушным (удельная масса около 1 кг/кВА) и жидкостным (удельная масса 0,3-0,4 кг/кВА) охлаждением, что не отвечает современным требованиям к данному параметру при реализации концепции полностью электрифицированных летательных аппаратов. Для питания потребителей постоянного тока до настоящего времени применяются коллекторные генераторы постоянного тока, например, серии ГС, на работу которых действуют ограничения по высоте (3000 м) и частоте вращения (до 7000 об/мин), что не позволяет добиться сколь угодно приемлемых показателей по габаритам и удельной массе. Также серийно выпускаются бесконтактные вентильные генераторы ГСБ, ГСР на напряжение 28,5 В, удельная масса которых составляет около 1,6 кг/кВт. Однако до настоящего времени, не имеется сведений о применении в системах электроснабжения отечественных ЛА перспективных магнитоэлектрических генераторов и бесконтактных генераторов других типов, обеспечивающих минимальные массогабаритные показатели и надежность высокого уровня.

Оборонная индустрия также нуждается в надежных автономных источниках питания, способных выдерживать большие ударные, вибрационные воздействия и работать в условиях высокой температуры окружающей среды (например, околодизельное пространство вездеходных средств) в течение длительного времени. В

качестве таких бортовых источников с успехом могут быть применены бесконтактные генераторы с интегрированным возбуждением.

Системы электроснабжения автомобильного транспорта в качестве бортового источника постоянного тока, работающего параллельно с аккумуляторной батареей, содержат генератор переменного тока, чаще синхронный, с контактными кольцами. К выходу такого генератора подключается выпрямитель. На рис.1.17 показана электрическая схема автомобильного вентильного генератора.

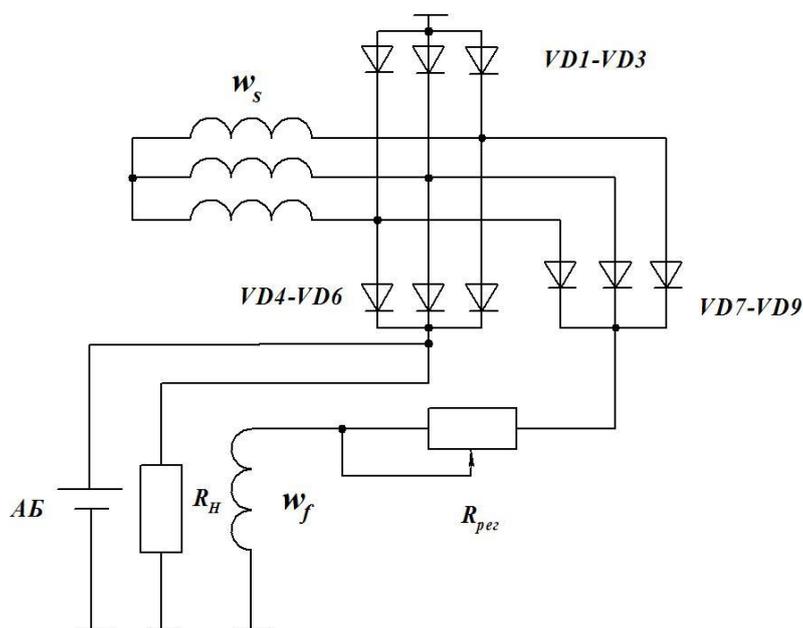


Рисунок 1.17 - Электрическая схема автомобильного генератора.

На автомобилях и тракторах устанавливаются вентильные генераторы переменного тока с клювообразным ротором или индукторные с электромагнитным возбуждением [130]. О существенных недостатках тех и других было сказано выше. Тем не менее, практически все отечественные легковые и часть грузовых автомобилей комплектуется контактными синхронными генераторами с клювообразным ротором и электромагнитным возбуждением. То же можно сказать и о зарубежных производителях BOSCH, HITACHI, VALEO, DELCO REMY и др. Гарантированный ресурс работы этих машин не превышает 120000 км пробега автомобиля, что в условиях повышенных требований к надежности электрооборудова-

ния, комфортности его эксплуатации является недостаточным. В последние годы зарубежные фирмы освоили выпуск бесконтактных генераторов с электромагнитным возбуждением и безобмоточным ротором с клювообразными полюсами. Такой генератор представляет собой, по сути, машину с внутризамкнутым магнитным потоком, вал которой является частью магнитопровода, а обмотка возбуждения располагается на неподвижной части. Массогабаритные показатели таких машин оставляют желать лучшего.

Электрооборудование тракторов и сельскохозяйственных машин эксплуатируется в условиях повышенных вибраций, влажности при наличии пыли, грязи. Поэтому, на таких машинах используются индукторные бесконтактные вентильные генераторы, которые характеризуются низким использованием активных материалов, высокими массогабаритными показателями, но вполне надежны и имеют большой ресурс, составляющий до 400000 км пробега грузовых автомобилей, либо 16000 моточасов для тягачей и тракторов. Удельная масса серийно выпускаемого генератора 2102.3701 составляет 8,5 кг/кВт.

Таким образом, бортовые источники, используемые в настоящее время на автомобильном транспорте и сельскохозяйственных машинах, имеют неудовлетворительные показатели по массе, и в основном, комплектуются щеточным аппаратом.

На водном транспорте в качестве источников электрической энергии применяются коллекторные генераторы постоянного тока и классические синхронные генераторы переменного тока. Выбор типа генератора определяется потребителями энергии. С целью повышения надежности и упрощения обслуживания в настоящее время используются также бесщеточные каскадные генераторы [129], выполненные по схеме, показанной на рис.1.18. Кроме этого, в системах вспомогательного электроснабжения судов применяются БЭГ, построенные по электрической схеме в соответствии с рис.1.8. Они входят в состав дизель-генераторных установок, выпускаются на различные мощности ($12 \div 1000$ кВА). Такие генераторы представляют собой машинно-вентильные каскады: асинхронно-синхронный и синхронно-синхронный, размещенные в общем корпусе на одном валу. В син-

хронно-синхронном каскаде обмотка возбуждения возбудителя питается выпрямленным током, получаемым с выходных зажимов переменного тока основного генератора через трансформатор (рис.1.19).

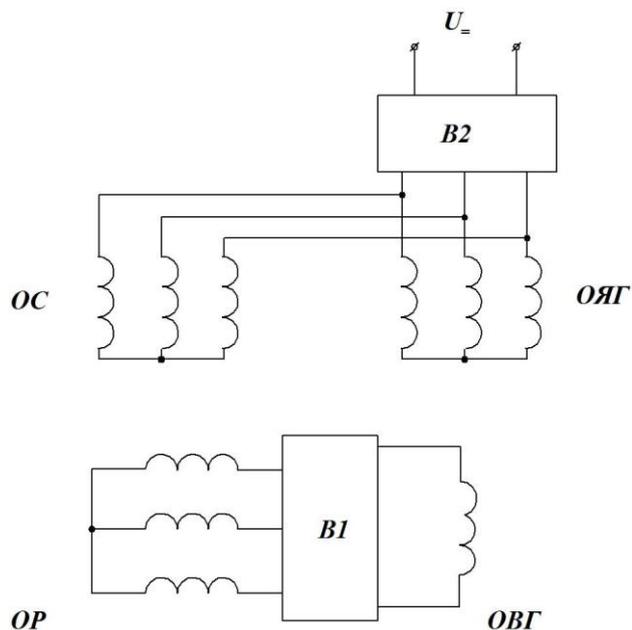


Рисунок 1.18 - Электрическая схема судового бесщеточного генератора
 ОС – обмотка статора; ОР – обмотка ротора; ОВГ – обмотка возбуждения генератора; ОЯГ – обмотка якоря генератора; В1, В2 – выпрямители.

В приведенной схеме используется трехфазный трехобмоточный трансформатор, который выполняет функции компаундирующего звена и имеет на первичных обмотках сигналы, пропорциональные току нагрузки (w_1) и напряжению (w_2). От вторичной обмотки w_3 через выпрямитель В3 питается обмотка возбуждения возбудителя. Подобные системы бесщеточного возбуждения разработаны фирмами SIEMENS, MITSUBISHI, ELIN и др.

Генераторы, работающие на железнодорожном транспорте, можно разделить на две группы. К первой относятся мощные генераторы в составе дизель-генераторных установок, предназначенные для питания тяговых электродвигателей тепловоза [29].

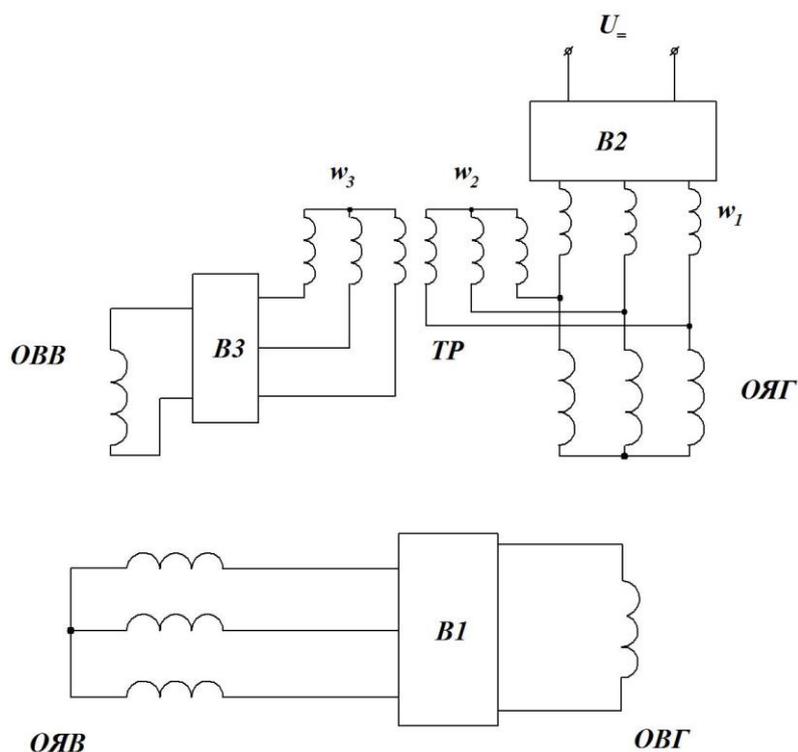


Рисунок 1.19 - Электрическая схема двухкаскадного синхронного вентильного генератора с самовозбуждением

ОВВ – обмотка возбуждения возбудителя; ОВГ – обмотка возбуждения генератора; ОЯВ – обмотка якоря возбудителя; ОЯГ – обмотка якоря генератора; ТР – трехобмоточный трансформатор; В1, В2, В3 – выпрямители.

На них реализована централизованная система электроснабжения. Помимо этой основной функции такие генераторы используются для питания приводов агрегатов вспомогательного оборудования (вентилятора охлаждающего устройства тепловоза, охлаждения тяговых двигателей, тормозного компрессора). По исполнению это могут быть коллекторные генераторы постоянного тока или синхронные генераторы с контактными кольцами мощностью до 2000 кВт. Вторая группа – подвагонные генераторы. Они входят в состав автономной системы электроснабжения. Их назначение – питание потребителей железнодорожного вагона и подзарядка аккумуляторных батарей с целью обеспечения непрерывного питания потребителей вне зависимости от скорости движения вагона. В основном в качестве таких генераторов применяются индукторные генераторы, работающие на выпря-

нитель (вентильные), например на напряжение 50 В -72 ВРД-2, 23/07-11, РW-114, ГСВ-2, ГСВ-8Е, 2ГВ-003, которые крепятся на тележке вагона и имеют привод от торца шейки оси (редукторно-карданный, клиноремённый) колесной пары либо плоскоремённый или клиноремённый привод от средней части оси; на 125-145 В постоянного тока DUGG-28В, RGA4-32, K694L/XL44, устанавливаемые на несущей раме вагона и имеющие редукторно-карданный привод от средней части оси.

Генераторы малой мощности (до 8 кВт) охлаждаются встречным воздухом и встроенным вентилятором. Для повышения интенсификации теплообмена генераторы мощностью 20 ÷ 30 кВт снабжаются наружными вентиляторами. Для предотвращения попадания пыли в охлаждающий воздух в некоторых типах мощных генераторов осуществляется забор воздуха непосредственно из вагона через специальные фильтрующие устройства. Корпуса генераторов выполняют оребренными. На рис.1.20 показана схема включения подвагонного генератора в системе электроснабжения вагона.

В данной схеме обозначены: *G* – индукторный генератор, *M* – асинхронный двигатель для привода генератора в момент стоянки, КП – колесная пара, ОВ1 и ОВ2 параллельная и последовательная обмотки возбуждения генератора, В1 – силовой выпрямитель, В2 – вспомогательный выпрямитель, РН – тиристорный регулятор напряжения.

Еще одна область применения БЭГ, о которой следует упомянуть, ветроэнергетика и малая гидроэнергетика. Ветроэлектростанции и микро ГЭС не загрязняют водную и воздушную среду. Наша страна обладает значительными запасами экологически чистой энергии ветра и малых рек. С целью ее использования с конца прошлого века велись и ведутся в настоящее время масштабные исследования в данном направлении. В результате таких исследований было установлено, что выработка электроэнергии в больших масштабах за счет энергии ветра должна осуществляться в виде переменного напряжения постоянной частоты для прямой связи ветроустановки с существующей энергосистемой [72].

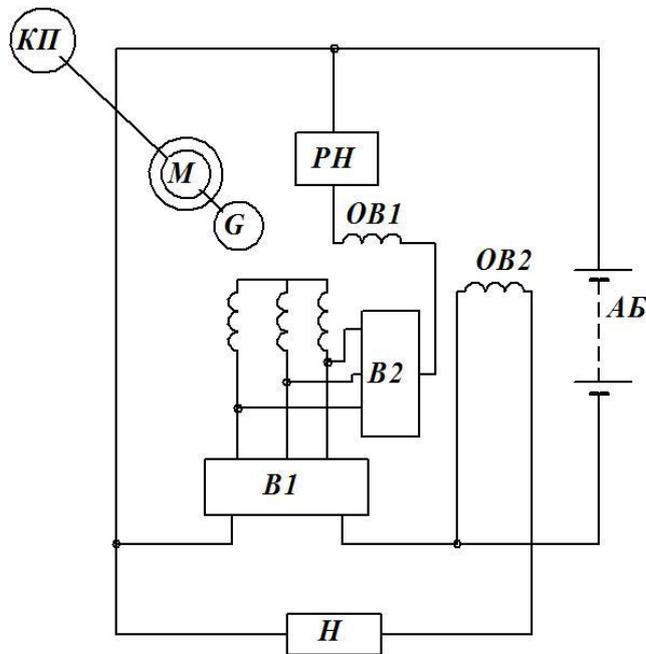


Рисунок 1.20 - Генератор в системе электроснабжения вагона

То же самое относится и к получению электроэнергии за счет падения воды. В настоящее время используются два способа получения переменного напряжения постоянной частоты при переменной скорости среды рис.1.21.

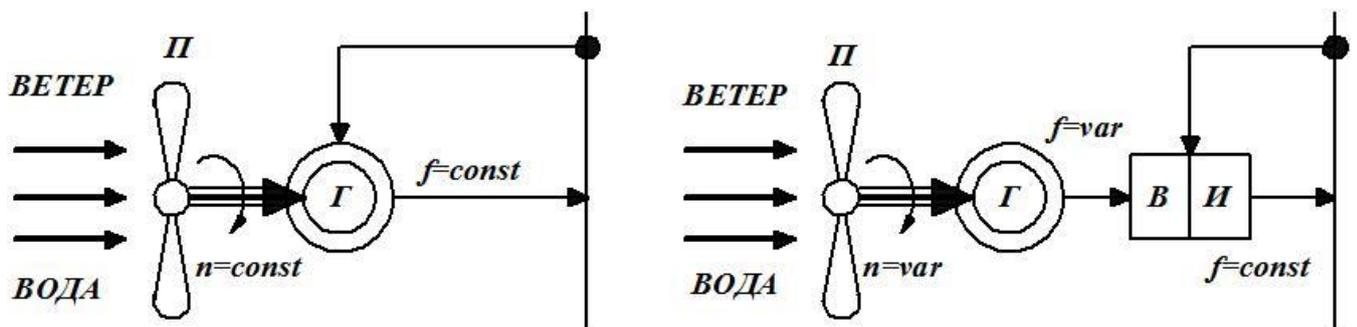


Рис.1.21. Схемы получения переменного напряжения постоянной частоты

По аналогии с приводом генератора от авиадвигателя, имеющего различную частоту вращения в разных режимах полета, в первом случае постоянство выходной частоты обеспечивается путем поддержания постоянной скорости вращения ротора генератора посредством гидромеханического привода постоянной скоро-

сти. Такие системы дороги в обслуживании и сложны в изготовлении. В последние годы успешно применяется система генерирования «переменная скорость – постоянная частота» (ПСПЧ) с промежуточным звеном постоянного тока. Такая схема содержит выпрямитель и инвертор, с помощью которого получают параметры электроэнергии, согласованные с внешней энергосистемой. В качестве генераторов используются асинхронные и синхронные БЭГ, обладающие высокой надежностью и требующие минимума затрат на обслуживание. Преимущества и недостатки тех и других достаточно хорошо известны. Гарантийный срок эксплуатации таких генераторов составляет до 30 лет.

Следует добавить, что в последние годы, в связи с повсеместным применением РЗМ для возбуждения синхронных машин, генераторы с магнитоэлектрическим возбуждением находят все более широкое применение в ветро и микро гидроустановках. Также отметим перспективность применения безредукторных установок, в которых генератор приводится во вращение непосредственно от ветроколеса или гидротурбины. В связи с низкой частотой вращения, обусловленной скоростью ветра либо напором воды, такие машины имеют повышенные удельные массу и габариты и их использование актуально в диапазоне небольших мощностей (до $5 \div 10$ кВт) в автономных системах электроснабжения, не имеющих связи с энергосистемой. Отказ от механического или гидравлического редуктора существенно упрощает и удешевляет всю систему электроснабжения.

Для микро ГЭС актуальным является вопрос стабилизации параметров вырабатываемой электроэнергии в зависимости от величины нагрузки. Для обеспечения постоянства частоты вращения агрегата «гидротурбина – генератор» используется автобалластная нагрузка. Это позволяет полностью отказаться от механических способов стабилизации частоты вращения привода и, следовательно, повысить реакцию системы на резкие изменения нагрузки или стока воды. К недостаткам данного способа регулирования следует отнести высокую стоимость регулируемой балластной нагрузки.

При разведке и разработке нефтяных и газовых месторождений с целью сокращения затрат времени и финансовых ресурсов применяется наклонно-

направленное бурение горизонтальных скважин и боковых стволов. Проводка и оперативное управление при этом обеспечивается забойной телеметрической системой (ЗТС). ЗТС с электромагнитным каналом связи получает питание от БЭГ. В настоящее время ведутся работы по разработке и внедрению в качестве БЭГ для питания ЗТС генераторов с возбуждением от высококоэрцитивных постоянных магнитов. Совершенствование таких источников является важной научно-практической задачей.

Близкой по постановке и методам решения к предыдущей является задача использования бесконтактных машин с магнитоэлектрическим возбуждением в двигательном режиме работы. В качестве примера можно привести вентильный синхронный двигатель, используемый в системе электрозапуска газотурбинных двигателей. Разработка методов проектирования таких машин, исследование электромеханических процессов в динамике, решение задач нагрева и охлаждения в повторно-кратковременном режиме работы представляется актуальной проблемой.

1.3. Анализ и тенденции развития теории вентильных БЭГ

Из всего многообразия описанных выше БЭГ с учетом их практического применения наиболее рациональными с точки зрения массогабаритных показателей, простоты и надежности конструктивного исполнения, доступности способов регулирования выходного напряжения, возможности использования в широком диапазоне частот вращения ($20 \div 60000$ об/мин) являются БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением от редкоземельных высококоэрцитивных магнитов и БЭГ с интегрированным электромагнитным возбуждением.

Генераторы на постоянных магнитах имеют компактную энергоемкую конструкцию, при помещении магнитов в немагнитную обойму с целью обеспечения необходимой прочности ротора успешно эксплуатируются при высоких частотах вращения. Однако такие машины требуют применения специальных мер для регулирования магнитного потока и весьма критичны к уровню рабочих температур, так как магнитные свойства высококоэрцитивных ПМ существенно ухудшаются с

ростом температуры. Вопросам проектирования, анализа электромагнитных процессов, уточненного определения параметров посредством исследования магнитного поля БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением уделяется весьма большое внимание, как в нашей стране [14,40,78], так и за рубежом [132,142,158]. Такой повышенный интерес объясняется перспективностью применения данного типа машин в широком спектре областей народного хозяйства.

Совмещенные в магнитном и электрическом отношении вентильные БЭГ аналогичны по структурно-функциональной схеме каскадным синхронным генераторам с выходом на постоянном токе и им присущи те же достоинства: высокий коэффициент усиления по мощности, хорошие регулировочные свойства. Кроме этого, совмещение в одном активном объеме нескольких электрических машин, позволяет существенно улучшить массогабаритные показатели вентильных БЭГ, выполненных по данному принципу.

Основные задачи в области совершенствования бесщеточных генераторов электромеханических систем малой мощности, сформулированные в предыдущем параграфе, могут быть решены при применении комплексного подхода к процессу их разработки, одной из составляющих которого является создание адекватной математической модели, позволяющей анализировать различные электромагнитные процессы в БЭГ при воздействии внешних факторов и оценивать влияние генератора как элемента системы электроснабжения на устойчивость этой системы. Другим важным звеном комплексного подхода является автоматизированное проектирование БЭГ с последующей оптимизацией электромеханического преобразователя с учетом массогабаритных, энергетических показателей и показателей качества переходных процессов на этапе проектирования.

Вентильные генераторы постоянного тока характеризуются переменной структурой состояния электромагнитного поля. При определенных допущениях они могут идентифицироваться как ЭМП с периодически изменяющимися параметрами и мгновенной коммутацией вентилей.

Математическое описание вентильных БЭГ с учетом процессов коммутации в переходных режимах работы является довольно сложной задачей. Известные из

теории обобщенной электрической машины методы не учитывают процесса коммутации вентилях полупроводниковых преобразователей, входящих в структуру БЭГ. Это связано с наличием разнообразных схемных решений реализации БЭГ, выпрямительных схем, чередованием рабочих и коммутационных интервалов, несовпадением фазных переменных ЭМП и переменных на стороне постоянного тока.

Способом получения уравнений вентильных БЭГ, учитывающим практически все их особенности, отмеченные выше, надо признать вариационный подход [72], который используется для исследования динамики системы «генератор-преобразователь» в «большом». Этот подход базируется на общих законах электромеханики, поэтому является корректным и логически последовательным при разработке математических моделей вентильных БЭГ. Получаемая при этом система уравнений может быть использована для исследования любых установившихся и переходных режимов работы.

Отдельно следует отметить важность вопроса определения параметров математической модели: собственных и взаимных индуктивностей контуров с учетом возможного их влияния друг на друга в совмещенных БЭМ, активных сопротивлений. Расчет данных параметров связан с решением полевых задач, причем, чем более высокая точность определения параметров требуется, тем более узкими становятся допущения и сложными способы решения задач расчета магнитного поля. При пренебрежении в уравнениях БЭМ элементами высшего порядка малости при данном подходе можно проводить анализ электромагнитных и электромеханических процессов вентильных БЭМ, как систем с сосредоточенными параметрами.

Вариационный подход является наиболее общим потому, что он рассматривает данные ЭМП как неголономные системы, так как связи, накладываемые на обобщенные координаты, подчинены только общим соотношениям между обобщенными скоростями контуров системы.

Уравнения электрического и механического равновесия системы БЭМ-вентильный преобразователь получены автором на основе общих положений

принципа Д'Аламбера – Лагранжа, согласно которому истинное движение системы с идеальными связями отличается от всех кинематических возможных движений тем, что только для истинного движения в каждый момент времени сумма элементарных работ всех приложенных к системе активных, реактивных и инерционных сил на любом возможном перемещении системы равна нулю. В этих вариационных принципах рассматриваемой физической величиной является работа сил. Использование данного подхода применительно к вентильной БЭМ имеет ряд особенностей, которые обусловлены наличием внутренних сил электромеханической связи между контурами системы (обмотками). Поэтому вариации фазовой траектории этого ЭМП не являются свободными, а подчиняются уравнениям связи.

Согласно принципу наименьшего действия (Гамильтона) вариация энергетического функционала на фазовой траектории при заданных граничных условиях

$$\delta \int_{t_1}^{t_2} (W' + P') dt = 0, \quad (1.1)$$

где W' , P' - обобщенные кинетическая и потенциальная энергии электромеханической системы.

Выражения для подынтегральных функций записываются через обобщенные координаты и скорости системы

$$W' = W_e' + W_m = W'(\dot{x}_1, \dots, \dot{x}_p; x_{p+1}, \dots, x_n), \quad (1.2.)$$

где W_e' - магнитная коэнергия электрической части системы;

W_m - кинетическая энергия вращающихся масс;

$\dot{x}_1, \dots, \dot{x}_p$ - электрические скорости системы;

x_{p+1}, \dots, x_n - геометрические координаты системы.

Кинетическая энергия вращающихся масс линейной системы равна ее механической коэнергии

$$W_m = W_m'.$$

Вариация функционала (1.1) с учетом внешних неконсервативных сил Q_k

$$\int_{t_1}^{t_2} \left(\sum_{\kappa=1}^{\bar{n}} \left(\frac{\partial W'}{\partial x_{\kappa}} - \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial W'}{\partial \dot{x}_{\kappa}} \right) + Q_{\kappa} - \frac{\partial F_R}{\partial x_{\kappa}} \right) \dot{x}_{\kappa} \right) dt = 0, \quad (1.3)$$

где F_R - диссипативная функция Рэлея.

Вывод уравнений движения системы является традиционным, т.е. заключается в нахождении выражения для вариации функционала (1.3). К этому необходимо добавить уравнения связи между обобщёнными координатами и скоростями системы, которые выступают в виде дополнительных стесняющих условий.

При получении математической модели кроме p электрических обобщенных скоростей \dot{x}_p и $u=n-p$ геометрических координат x_u , представляющих соответственно токи и угловые координаты фаз, вводятся координаты точек токосъема и их скорости x_{pu} , \dot{x}_{pu} . Уравнения связи неголономной электромеханической системы являются уравнениями между обобщенными координатами и скоростями. Типичная вариационная задача в постановке (1.1), стесненная условиями связи, решается с использованием неопределенных множителей Лагранжа [41].

Для перехода к общепринятой в электромеханике форме записи уравнений электрического и механического равновесия [121] раскроем составляющие энергетического функционала (1.1).

Магнитная коэнергия электромеханической системы

$$W_e' = \int_0^{\dot{x}_1 \dots \dot{x}_p} \sum_p \Psi_p(\dot{x}_1, \dots, \dot{x}_p; x_{p(p+1)}, \dots, x_{pn}) dx_p, \quad (1.4)$$

где Ψ_p - потокосцепление p -го контура.

Обобщенное электромагнитное усилие

$$\frac{\partial W_e'}{\partial x_{\kappa}} = \sum_p \frac{\partial \Psi_p}{\partial x_p} \cdot \frac{dx_p}{dt} + \sum_{pu} \frac{\partial \Psi_p}{\partial x_{pu}} x_{pu}. \quad (1.5)$$

Получим обобщенную модель вентильной электрической машины с учетом вышеприведенных положений.

Обобщенная кинетическая энергия электромашинно-вентильной системы

$$W = W' = \frac{1}{2} \sum_{i,p} L_{ip} \dot{x}_i \dot{x}_p + \frac{1}{2} \sum_{r,u} J_{ru} \dot{x}_r \dot{x}_u, \quad (1.6)$$

где $i, p, r \neq u$ - текущие индексы соответственно электрической и механической координат системы;

$L_{ip} = L_{ip}(x_{pu})$ - само- и взаимоиנדуктивности ($i \neq p$) системы, являющиеся функциями координат x_{pu} ;

J_{ru} - обобщенные моменты инерции.

Для случая вентильной БЭМ обобщенная кинетическая энергия и функция рассеяния Рэлея [27]

$$\begin{aligned} W = W' &= \frac{1}{2} J_1 \dot{\theta}_1^2 + \frac{1}{2} J_2 \dot{\theta}_2^2 + \frac{1}{2} L_a i_a^2 + M_{af} i_a i_f + \frac{1}{2} L_f i_f^2; \\ F_R &= \frac{1}{2} \eta_{\tau 1} \theta_1^2 + \frac{1}{2} \eta_{\tau 2} \theta_2^2 + \frac{1}{2} R_a i_a^2 + \frac{1}{2} R_f i_f^2. \end{aligned} \quad (1.7)$$

В данных выражениях обобщенные скорости, являются токами якорного, индукторного контуров $\dot{x}_p = i_p$ и частотами вращения $\dot{x}_u = \dot{\theta}_u$.

С учетом (1.5)

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial W'_e}{\partial \dot{x}_k} \right) = \frac{d}{dt} \frac{\partial}{\partial \dot{x}_k} \sum_{i=1}^p L_{ip} \dot{x}_i \dot{x}_p = \sum_{i=1}^p L_{ip} \frac{dx_i}{dt} + \sum_{pu} \frac{\partial L_{ip}}{\partial x_{pu}} \cdot \frac{dx_{pu}}{dt}, \quad (1.8)$$

где $x_u = \theta_u$, $x_{pu} = \theta_{pu}$, $\dot{x}_{pu} = \frac{d\theta_{pu}}{dt}$.

Физической моделью электромеханической системы с неголономными связями является обобщенный трансформатор с взаимно колеблющимися обмотками (рис. 1.22). Тогда $p = a, f$; $u = 1, 2$.

Уравнения электрического и механического равновесия данной системы в соответствии с (1.3) и (1.8) будут определяться как

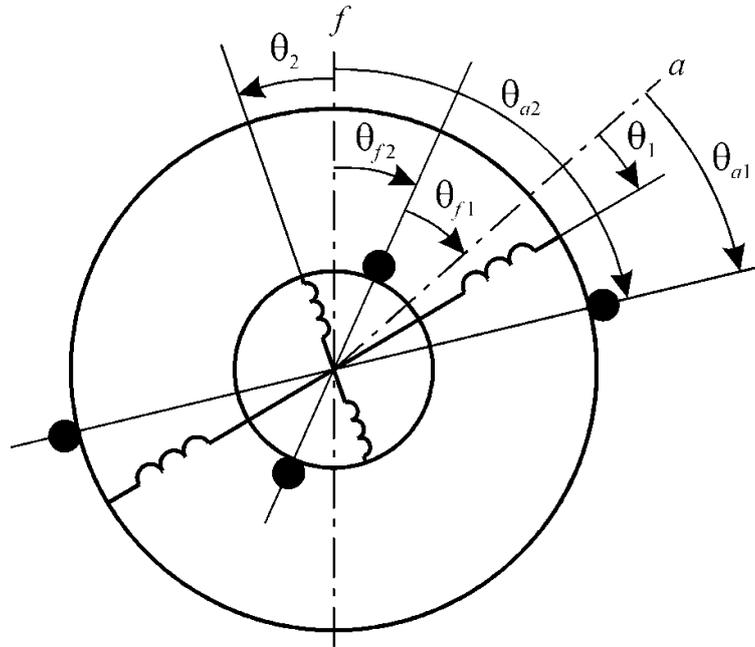


Рисунок 1.22 - Обобщенный трансформатор с взаимно колеблющимися обмотками

$$\begin{aligned}
 & L_a \frac{di_a}{dt} + M_{af} \frac{di_f}{dt} + \dot{\theta}_{a2} (i_f \frac{\partial M_{af}}{\partial \theta_{a2}} + i_a \frac{\partial L_a}{\partial \theta_{a2}}) + \dot{\theta}_{a1} (i_f \frac{\partial M_{af}}{\partial \theta_{a1}} + i_a \frac{\partial L_a}{\partial \theta_{a1}}) + \\
 & + R_a i_a = U_a - (\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_{a2}) (\frac{1}{2} \cdot \frac{\partial L_a}{\partial \theta_{a2}} i_a + \frac{\partial M_{af}}{\partial \theta_{a2}} i_f) - (\dot{\theta}_1 - \dot{\theta}_{a1}) (\frac{1}{2} \cdot \frac{\partial L_a}{\partial \theta_{a1}} i_a + \\
 & + \frac{\partial M_{af}}{\partial \theta_{a1}} i_f); \\
 & L_f \frac{di_f}{dt} + M_{fa} \frac{di_a}{dt} + i_a (\dot{\theta}_{f2} \frac{\partial M_{fa}}{\partial \theta_{f2}} + \dot{\theta}_{f1} \frac{\partial M_{fa}}{\partial \theta_{f1}}) + i_f (\frac{\dot{\theta}_{f1} \partial L_f}{\partial \theta_{f1}} + \frac{\dot{\theta}_{f2} \partial L_f}{\partial \theta_{f2}}) + \\
 & + R_f i_f = U_f - (\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_{f2}) (\frac{1}{2} \frac{\partial L_f}{\partial \theta_{f2}} i_f + \frac{\partial M_{fa}}{\partial \theta_{f2}} i_a i_f) - (\dot{\theta}_1 - \dot{\theta}_{f1}) \times \\
 & \times (\frac{1}{2} \cdot \frac{\partial L_f}{\partial \theta_{f1}} i_f + \frac{\partial M_{fa}}{\partial \theta_{f1}} i_a); \\
 & J_1 \ddot{\theta}_1 + \eta_{т1} \dot{\theta}_1 = M_{ср1} + \frac{1}{2} \cdot i_f^2 (\frac{\partial L_f}{\partial \theta_{a1}} + \frac{\partial L_f}{\partial \theta_{f1}}) + \frac{1}{2} \cdot i_a^2 (\frac{\partial L_a}{\partial \theta_{a1}} + \frac{\partial L_a}{\partial \theta_{f1}}) + \\
 & + \frac{\partial M_{fa}}{\partial \theta_{a1}} i_f i_a + \frac{\partial M_{af}}{\partial \theta_{f1}} i_a i_f;
 \end{aligned} \tag{1.9}$$

$$J_2 \ddot{\theta}_2 + \eta_{\tau 2} \dot{\theta}_2 = M_{\text{срт2}} + \frac{1}{2} \cdot i_f^2 \left(\frac{\partial L_f}{\partial \theta_{a2}} + \frac{\partial L_f}{\partial \theta_{f2}} \right) + \frac{1}{2} \cdot i_a^2 \left(\frac{\partial L_a}{\partial \theta_{a2}} + \frac{\partial L_a}{\partial \theta_{f2}} \right) + \frac{\partial M_{fa}}{\partial \theta_{a2}} i_f i_a + \frac{\partial M_{af}}{\partial \theta_{f2}} i_a i_f.$$

В электромеханической системе составляющие электромагнитного момента

$$\frac{1}{2} \frac{\partial L_a}{\partial \theta_{a1}} i_a^2; \quad \frac{1}{2} \frac{\partial L_a}{\partial \theta_{f2}} i_a^2; \quad \frac{\partial M_{fa}}{\partial \theta_{a1}} i_a i_f; \quad \frac{\partial M_{af}}{\partial \theta_{f2}} i_f i_a \text{ взаимно уравновешивают друг друга.}$$

Используя соотношения между обобщенными координатами указанной системы, а также, то обстоятельство, что усилие по оси токосъема с координатой θ_{f1} равно 0, получим с учетом взаимного равновесия моментов, приложенных к якорю и индуктору

$$\begin{aligned} L_a \frac{di_a}{dt} + M_{af} \frac{di_f}{dt} + R_a i_a + \dot{\theta}_2 \frac{\partial M_{af}}{\partial \theta_{a2}} i_f + \frac{1}{2} \cdot \frac{\partial L_a}{\partial \theta_{a2}} i_a (\dot{\theta}_2 - \dot{\theta}_{a2}) &= U_a; \\ L_f \frac{di_f}{dt} + M_{fa} \frac{di_a}{dt} + R_f i_f - \dot{\theta}_{f2} \frac{\partial M_{fa}}{\partial \theta_{f2}} i_a &= U_f; \\ \frac{1}{2} \cdot J \ddot{\theta}_2 + \eta_{\tau 2} \dot{\theta}_2 &= \frac{1}{2} \cdot \frac{\partial L_a}{\partial \theta_{a2}} i_a^2 + \frac{\partial M_{af}}{\partial \theta_{a2}} i_f i_a - M_{\text{срт2}}. \end{aligned} \quad (1.10)$$

С точки зрения математического описания не имеет значения, имеет ли машина прямое или обращенное исполнение. В каскадных схемах БЭГ индуктор может располагаться и на неподвижной и на вращающейся частях, как и обмотки якоря с выпрямителями. Предложенная математическая модель вентильной электромеханической системы (1.10) позволяет анализировать электромеханические процессы в машинах этого типа при различных схемах реализации выпрямителя и естественной или искусственной коммутации вентилей, а также может быть использована для исследования двигательного и рекуперативного режимов работы таких машинно-вентильных систем.

Традиционно вызывающим интерес в теории электрических машин является вопрос определения их параметров: собственных, взаимных индуктивностей, активных сопротивлений обмоток. Это требует расчета магнитного поля в ЭМП. С

появлением в последние годы прикладных компьютерных пакетов, реализующих численные методы расчета FEMM, ELCUT, COMSOL, ANSYS и увеличением быстродействия ЭВМ такие расчеты становятся неотъемлемой составной частью систем автоматизированного проектирования современных ЭМП.

Аналитические методы расчета магнитного поля предполагают использование ряда упрощающих допущений и даже при этих условиях могут быть реализованы с достаточной точностью лишь для наиболее простых по конфигурации активной зоны преобразователей. Тем не менее, они обладают рядом несомненных достоинств: простота и малое время расчета, хорошая адаптация к оптимизации.

Численные расчеты поля в основном реализуются на базе метода конечных элементов (МКЭ). К их достоинствам следует отнести: точное воспроизведение активной зоны ЭМП, учет нелинейных магнитных свойств материалов, возможность пространственного моделирования поля. Однако, в результате расчета мы получаем частное решение задачи (взаимное расположение статора и ротора, источников поля и т.д.), существенные затраты времени.

В общем случае система уравнений электромагнитного поля электромеханического преобразователя формулируется следующим образом [113]

$$\operatorname{rot} \bar{H} = \bar{J}; \quad (1.11)$$

$$\operatorname{rot} \bar{E} = -\frac{d\bar{B}}{dt}; \quad (1.12)$$

$$\operatorname{div} \bar{B} = 0; \quad (1.13)$$

$$\bar{B} = \mu \bar{H}; \quad \bar{J} = \sigma \bar{E}. \quad (1.14)$$

Здесь последние два выражения (1.14) есть уравнения связи между магнитными и электрическими параметрами среды.

Система уравнений записана при допущении отсутствия емкостных связей и токов смещения в индуктивных ЭМП. Дальнейшее ее упрощение было бы возможным при допущении об отсутствии массивных электропроводящих элементов в области существования поля и действия вихревых токов на результирующее магнитное поле.

Решение уравнений Максвелла представляет довольно сложную задачу, поэтому для ее упрощения вводят вспомогательные функции векторного \bar{A} и скалярного Φ магнитных потенциалов. Векторный магнитный потенциал определяется выражением

$$\bar{B} = \text{rot}\bar{A}. \quad (1.15)$$

Интегральная форма векторного потенциала определяет его физический смысл. Циркуляция векторного магнитного потенциала по замкнутому контуру равна магнитному потоку, пронизывающему этот контур

$$\int \bar{A} dl = \Phi. \quad (1.16)$$

В плоскопараллельном поле, являющемся частным случаем трехмерного, вектор \bar{A} лежит в плоскости, перпендикулярной вектору магнитной индукции \bar{B} . Для стационарного поля вектор \bar{A} удовлетворяет уравнению непрерывности

$$\text{div}\bar{A} = 0. \quad (1.17)$$

При описании магнитного поля в области, где отсутствуют сторонние и вихревые токи (воздушный зазор), пользуются скалярным магнитным потенциалом, который определяется как

$$\bar{H} = -\text{grad} \Phi \quad (1.18)$$

Плотность токов проводимости J , входящая в систему уравнений (1.11-1.14) состоит из плотности вихревых J_v и сторонних токов J_{cm}

$$\bar{J} = \bar{J}_v + \bar{J}_{cm}. \quad (1.19)$$

Переменный сторонний ток является источником переменного магнитного поля. Вихревые токи возникают в электропроводящих массивах (магнитопроводах, проводниках) под действием ЭДС, индуцируемой переменным магнитным полем. Вихревой ток приводит к перераспределению стороннего тока в поперечном сечении проводника, не изменяя его величины.

На основе уравнений Максвелла в средах с нелинейными магнитными характеристиками (1.11-1.14) с помощью векторного магнитного потенциала можно записать уравнение, описывающее электромагнитное поле БЭГ для произвольно

изменяющихся во времени переменных токов, с учетом вихревых токов в массивных элементах активной зоны.

Из уравнения (1.12) с учетом (1.15) имеем:

$$\text{rot}(\bar{E} + \frac{\partial \bar{A}}{\partial t}) = 0 \quad (1.20)$$

Поскольку векторный магнитный потенциал определяется согласно (1.15) с точностью до градиента произвольной скалярной функции, в том числе и φ , то, учитывая, что

$$\text{rot grad } \varphi = 0,$$

из выражения (1.20), получаем:

$$\bar{E} + \frac{\partial \bar{A}}{\partial t} = -\text{grad } \varphi. \quad (1.21)$$

Определив \bar{E} из (1.21), и подставив в выражение для \bar{J} из (1.14), получим из (1.11), (1.12) с учетом (1.15) уравнение для неоднородного магнитного поля в нелинейной ферромагнитной среде

$$\text{rot} \cdot \left(\frac{\text{rot} \bar{A}}{\mu} \right) = -\sigma \cdot \left(\frac{\partial \bar{A}}{\partial t} + \text{grad} \varphi \right) + \bar{J}. \quad (1.22)$$

Решение последнего уравнения представляет значительные сложности. Задача существенно упрощается для линейной ферромагнитной среды, когда $\mu = \text{const}$. В этом случае магнитную проницаемость в (1.22) можно вынести за знак rot . Тогда с учетом известного соотношения векторного анализа

$$\text{rot rot } \bar{A} = \text{grad div } \bar{A} - \text{div grad } \bar{A}$$

и калибровки

$$\text{div } \bar{A} + \mu \cdot \sigma \cdot \varphi = 0,$$

получим уравнение поля, которое называется уравнением диффузии

$$\text{div grad } \bar{A} = \mu \cdot \sigma \cdot \frac{\partial \bar{A}}{\partial t} - \mu \cdot \bar{J}, \quad (1.23)$$

В декартовой системе координат для плоскопараллельного поля (1.23) принимает вид

$$\frac{\partial^2 A_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_z}{\partial y^2} = \mu \cdot \sigma \cdot \frac{\partial A_z}{\partial t} - \mu \cdot J_z \quad (1.24)$$

Для случая синусоидально изменяющихся токов уравнение диффузии можно представить в комплексной форме

$$\nabla^2 \bar{A} - j\omega\mu\sigma \bar{A} = -\mu \cdot \bar{J} . \quad (1.25)$$

Если в области существования поля отсутствует возможность возникновения вихревых токов (нет электропроводящих массивов) и токами смещения можно пренебречь и, тем более, если поле создается распределенными постоянными токами (магнитоэстатическая задача), уравнение (1.25) преобразуется в уравнение Пуассона

$$\nabla^2 \bar{A} = -\mu \cdot \bar{J} , \quad (1.26)$$

которое в двумерной декартовой системе координат принимает вид

$$\frac{\partial^2 A_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_z}{\partial y^2} = -\mu \cdot j_z . \quad (1.27)$$

Уравнение (1.27) описывает двухмерное стационарное магнитное поле для случая нелинейной ферромагнитной среды.

В области существования поля, где токи отсутствуют, уравнение (1.27) принимает вид

$$\nabla^2 \bar{A} = 0. \quad (1.28)$$

и называется уравнением Лапласа.

Уравнение Лапласа, записанное относительно скалярного магнитного потенциала, имеет вид, аналогичный (1.28)

$$\nabla^2 \varphi = 0. \quad (1.29)$$

Решение задачи расчета поля в терминах скалярного магнитного потенциала (1.29) имеет заметные преимущества при ее решении с помощью метода конечных разностей (МКР) в случае, когда область поля содержит протяженные границы раздела сред «сталь-воздух» с бесконечной магнитной проницаемостью стали. В этом случае протяженность границ с детерминированным скалярным

магнитным потенциалом (граничные условия первого рода или граничные условия Дирихле) будет преобладать над протяженностью границ, имеющих граничные условия второго рода или условия Неймана, когда искомая функция на границе задана выражением $\frac{d\varphi}{dn} = 0$ (здесь n – направление нормали к границе). Таким образом, на большей части границ значения φ будут известны, что значительно ускоряет итерационный процесс решения задачи расчета поля с помощью МКР. Следует отметить, что решение задачи с протяженными границами второго рода с помощью МКЭ не приводит к каким-либо осложнениям.

Решением уравнений (1.21)–(1.28) и (1.29) является распределение в области расчета соответственно векторного или скалярного магнитных потенциалов. Зная их распределение, можно найти, например, для плоскопараллельной задачи, между заданными точками a и b поток на единицу длины вглубь расчетной области как разность векторных магнитных потенциалов в этих точках

$$\Phi_{ab} = \bar{A}_a - \bar{A}_b, \quad (1.30)$$

или падение магнитного напряжения между этими точками как разность скалярных магнитных потенциалов

$$U_{ab} = \varphi_a - \varphi_b. \quad (1.31)$$

На практике для расчета поля к его уравнениям необходимо добавить уравнения, описывающие границы всех областей расчета с различными физическими характеристиками, а также граничные условия для векторов магнитного поля на их внешних границах.

Сведение задачи расчета магнитного поля БЭМ к двумерной постановке не всегда является оправданным. Для ЭМП с относительно короткой активной зоной, к которым относятся низкооборотные БЭМ с безредукторным приводом и БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением, где существенными являются эффекты торцового рассеяния, требуется решение задачи расчета магнитного поля в трехмерной постановке. Основные положения теории электромагнитного поля и методы их расчета приведены, например в [22,24,67].

Одной из основных задач при разработке вентильных БЭГ является их оптимизационное проектирование с учетом воздействия в процессе эксплуатации множества внешних факторов, определяемых областью применения и внутренних ограничений на величину электрических и магнитных нагрузок.

Степень произвольного выбора входных данных при проектировании БЭГ существенно ограничена. Техническое задание (ТЗ) на разрабатываемый генератор и система Государственных стандартов однозначно определяют такие параметры как мощность, выпрямленное напряжение, температура окружающей среды и т.д. Другие параметры лимитируются по предельно допустимым значениям, например, масса и срок службы. Кроме того, все проектные данные должны удовлетворять определенным взаимным связям, представляющим методику расчета БЭГ.

В течение всего процесса разработки БЭГ весьма существенным является взаимодействие между представителями внешнего проектирования (заказчик) и внутреннего (исполнитель), так как уровнем требований ТЗ определяются, в основном, средства, используемые при расчетах, и сложность (характер взаимных связей) методик, применяемых при этом.

Упрощенно цикл процесса проектирования выглядит следующим образом:

- формирование требований к БЭГ и разработка технического задания;
- проектирование;
- изготовление, испытание, доводка опытных образцов.

На первой стадии (внешнее проектирование) решаются вопросы, связанные с выяснением целей, ради которых создается БЭГ, уточняется круг решаемых им задач, исследуются свойства внешней среды, изучаются характеристики ее воздействия на генератор. Результатом внешнего этапа проектирования является техническое задание на разработку, содержащее основные требования к генератору.

На стадии внутреннего проектирования решаются вопросы, связанные с определением структуры БЭГ, с техническими решениями его узлов и элементов

конструкции, параметрами и режимом эксплуатации. Основным этапом внутреннего проектирования является синтез математической модели БЭГ, который осуществляется в два приема: разработка математического описания в виде набора проектных параметров и ограничений, составляющих структурно-параметрическую модель объекта, и разработка модели функционирования БЭГ.

Именно на этом этапе осуществляется учет особенностей функционирования различных типов БЭГ, применяются специальные методы расчета их параметров, эксплуатационных характеристик, производится оценка их работоспособности в установившихся и переходных режимах работы.

Далее осуществляется формализация задачи проектирования, т.е. разрабатывается ее строгая математическая формулировка, пригодная для использования ЭВМ. На этой стадии формируется область поиска решения и формализуется система предпочтений и принципов оптимальности.

Описанная последовательность этапов представляет собой лишь одну итерацию постановки и решения задачи проектирования. В процессе разработки БЭГ возможно повторение этапов, связанное с уточнением постановки задачи в результате взаимодействия представителей внешнего и внутреннего проектирования.

1.4. Выводы по первой главе

Представленная концепция анализа схемных и конструктивных решений бесщеточных генераторов малой и средней мощности для автономных энергетических установок, обсуждение путей развития и совершенствования теории БЭГ позволяет сделать следующие выводы:

1. В большинстве технических приложений в настоящее время происходит замена классических генераторов с коллекторно-щеточным аппаратом на бесщеточные генераторы, обладающие более высокими показателями надежности и управляемости.

2. Наиболее рациональными с точки зрения массогабаритных показателей, технологичности и надежности исполнения, доступности способов регулирования выходного напряжения, возможности эксплуатации в широком диапазоне частот вращения являются БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением от редкоземельных высококоэрцитивных магнитов и БЭГ с интегрированным электромагнитным возбуждением.

3. Для разработки математической модели БЭГ перспективным является применение вариационного принципа, который используется для исследования динамики системы «генератор-вентильный преобразователь» в «большом». Этот подход базируется на общих законах электромеханики, поэтому является корректным и логически последовательным при разработке математических моделей вентильных БЭГ.

4. Определение параметров БЭГ при современном состоянии развития численных методов расчета физических полей целесообразно проводить с использованием программных комплексов конечно-элементного моделирования.

2. СТРУКТУРНЫЙ И ПАРАМЕТРИЧЕСКИЙ СИНТЕЗ РОТОРОВ БЕСЩЕТОЧНЫХ ВЕНТИЛЬНЫХ ГЕНЕРАТОРОВ С ИНТЕГРИРОВАННЫМ ВОЗБУЖДЕНИЕМ

Разработкой и проектированием электрически совмещенных обмоток для электромеханических преобразователей различного назначения весьма успешно занимался целый ряд отечественных ученых. Среди них в первую очередь следует отметить В.И. Попова, В.Т. Караваева, А.И. Скороспешкина, внесших большой вклад в формирование методики проектирования электрически совмещенных обмоток для одномашинных преобразователей частоты [98], асинхронных многоскоростных двигателей [39], бесщеточного возбуждения генераторов переменного тока [123].

Реализация структурной компоновки генератора, имеющего на роторе одну электрически совмещенную обмотку [62,150], предполагает выбор схемы и проектирование данной обмотки с учетом нескольких, зачастую противоречивых требований:

- минимальный расход обмоточного провода;
- оптимальный обмоточный коэффициент в магнитных полях возбудителя и основного генератора;
- простая технологичная конструкция;
- хорошая энергетическая эффективность, характеризующаяся коэффициентом усиления по току между двумя каскадами.

Обмотка ротора вентильного генератора совмещенного типа выполняет одновременно функции обмоток якоря возбудителя и возбуждения основного генератора. Электрическое совмещение обмоток позволяет упростить конструкцию и технологию изготовления генератора, уменьшить расход обмоточного провода и изоляционных материалов, повысить эксплуатационную надежность. В зависимости от назначения, электрически совмещенные обмотки выполняются либо с различными, либо с примерно одинаковыми обмоточными коэффициентами в маг-

нитных полях, совмещаемых в общем магнитопроводе электрических машин. Например, обмотки одномашинных преобразователей частоты, выполняющие функции двигательной и генераторной обмоток, должны проектироваться с максимально возможными обмоточными коэффициентами, как в магнитном поле двигателя, так и в поле генератора.

Совмещенные обмотки для бесщеточного возбуждения выполняют с максимально возможным обмоточным коэффициентом в поле основной машины. При таком подходе, этот коэффициент относительно поля возбудителя получается вынужденным, малым по величине из-за сильного укорочения шага.

2.1. Методология выбора и анализа эффективности конструкции ротора генератора с интегрированным возбудителем

Качественные параметры совмещаемых в общей магнитной системе машин, обозначенные в первой главе, во многом определяются эффективностью системы возбуждения и, в частности, геометрией магнитопровода и рациональным выбором схемы электрически совмещенной обмотки ротора. Основные принципы метода структурного синтеза роторов машин с интегрированным возбуждением изложены в работах автора [46,47,50,62].

Геометрия сердечника ротора и схемное решение электрически совмещенной обмотки призваны обеспечить высокую степень использования этой обмотки в магнитных полях возбудителя и генератора. Автором в [47] показано, что наиболее предпочтительной для использования в качестве электрически совмещенной по коэффициенту усиления возбудителя, величине магнитодвижущей силы генератора и расходу обмоточной меди, является однослойная трехфазная обмотка, замкнутая на себя через однополупериодный выпрямитель. Такая обмотка технологична, имеет малый вылет лобовых частей, надежно крепится на роторе.

Для наиболее эффективного использования внутреннего объема БЭГ необходимо провести структурную оптимизацию геометрии активной зоны ротора. В [46] выбраны параметр, критерии, функциональные ограничения, варьируемые факторы и определен метод оптимизации.

В качестве главного критерия оптимизации выбрана величина магнитной индукции поля возбуждения генератора в зазоре B_δ . Данное решение диктуется следующим. Интегрированный возбудитель должен обеспечить максимально возможное значение выпрямленного тока в совмещенной обмотке ротора, а, следовательно, наибольшую интенсивность магнитного поля возбуждения основного генератора. Другими словами, с учетом режима работы возбудителя (короткое замыкание), мы должны определить наиболее эффективную конструкцию ротора, позволяющую оптимизировать передачу электромагнитной мощности от возбудителя генератору с максимально возможным коэффициентом усиления по току.

Поскольку геометрия активной зоны ротора во многом определяет не только количественные, но и качественные характеристики магнитного поля БЭГ, в число вспомогательных критериев включены коэффициенты дифференциального рассеяния σ_0 возбудителя, формы поля возбуждения k_f и полюсного перекрытия α_δ генератора. Ограничивающие факторы - допустимые уровни индукции в зубцах ротора от полей возбудителя и генератора и мощность возбуждения возбудителя, определяющая установленную мощность управления по цепи возбуждения БЭГ.

Эта задача с учетом реальной геометрии ротора, нелинейных свойств сердечников БЭГ решалась путем перебора конструктивных вариантов ротора посредством численного моделирования магнитного поля методом конечных элементов при следующих допущениях:

- величина зазора между статором и ротором $\delta = const$;
- главные размеры активной части (длина и диаметр) $l_i, D_i = const$;
- эффективный ток ротора $I_R = \sqrt{(I_-^2 + I_{\approx}^2)} = const$;
- линейная токовая нагрузка ротора $A = const$;
- число витков фазы обмотки ротора $w_R = const$.

Таким образом, вышеобозначенные параметры, а также конструкция статора и обмоток в его пазах неизменны для всех вариантов. Вследствие этого при моделировании статор может быть представлен в виде беспазового сердечника.

На рис.2.1 приведены поперечные разрезы с линиями магнитных полей возбuditеля и генератора при *неявнополюсной* конструкции ротора (вариант 1). На рис. 2.1.а показана картина двухполюсного поля реакции якоря возбuditеля для момента времени, когда полный ток в одной из фаз обмотки имеет максимальное значение. На рис.2.1.б – шестиполюсное поле возбуждения основной машины при номинальном значении тока в обмотке.

Анализ распределения поля показал, что использование внутреннего объема ротора не является рациональным, так как при данной геометрии зубцовой зоны часть пазов остается не занятой обмоткой. Наиболее нагруженными магнитным полем оказываются зубцы, расположенные по оси поля реакции якоря возбuditеля, что иллюстрируется рис.2.3, на котором показано распределение результирующего магнитного поля, созданного постоянной и переменной составляющими тока ротора.

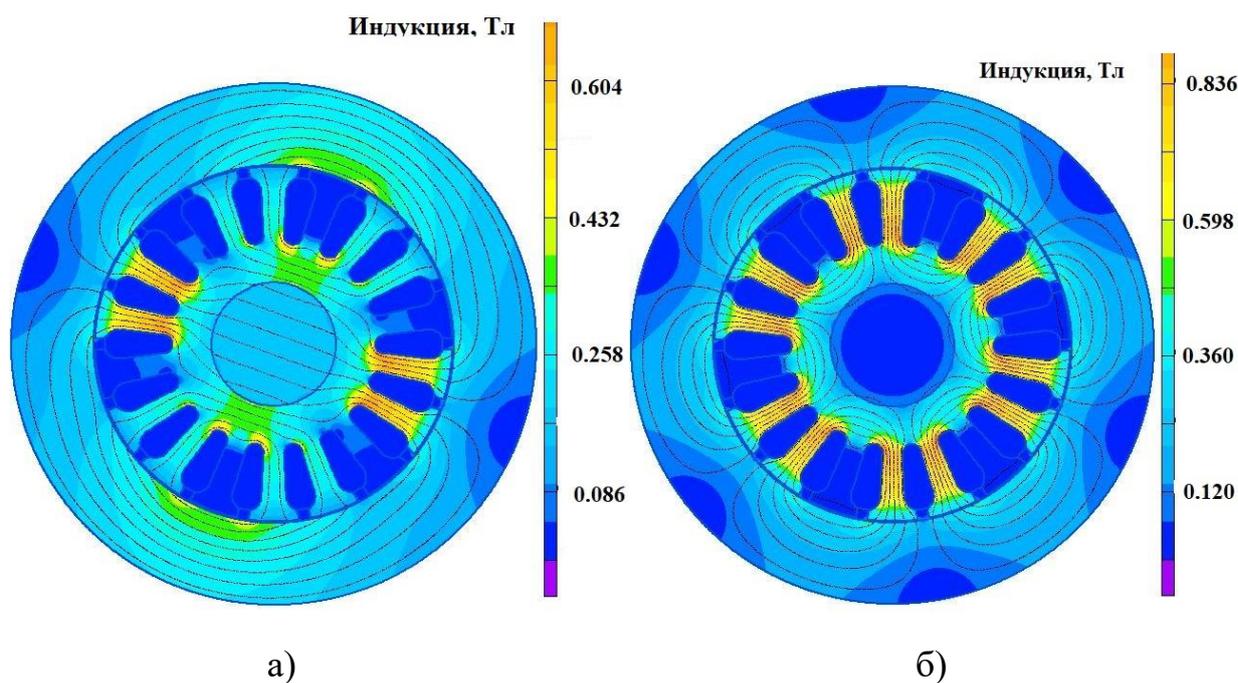
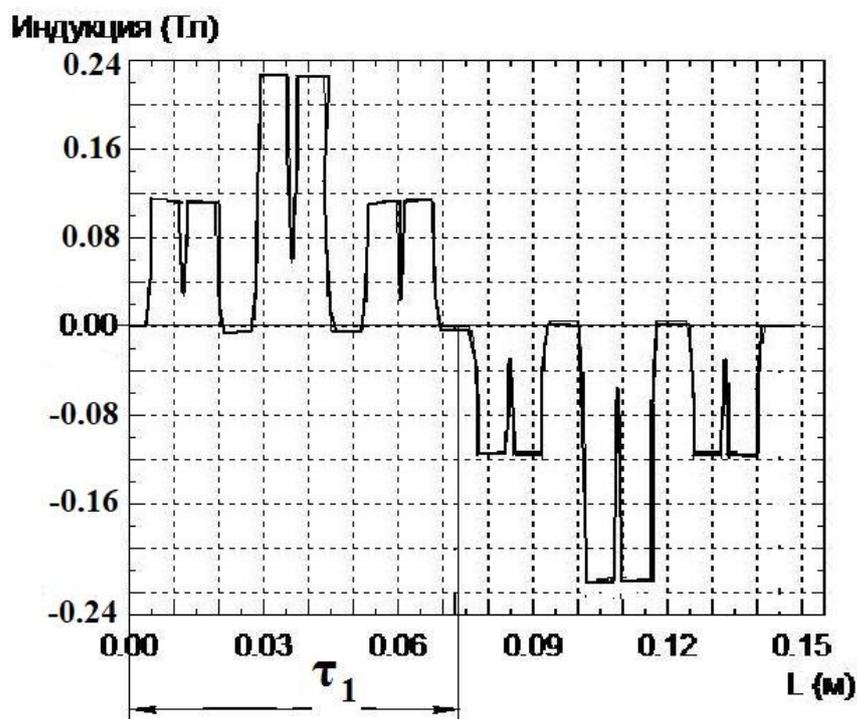
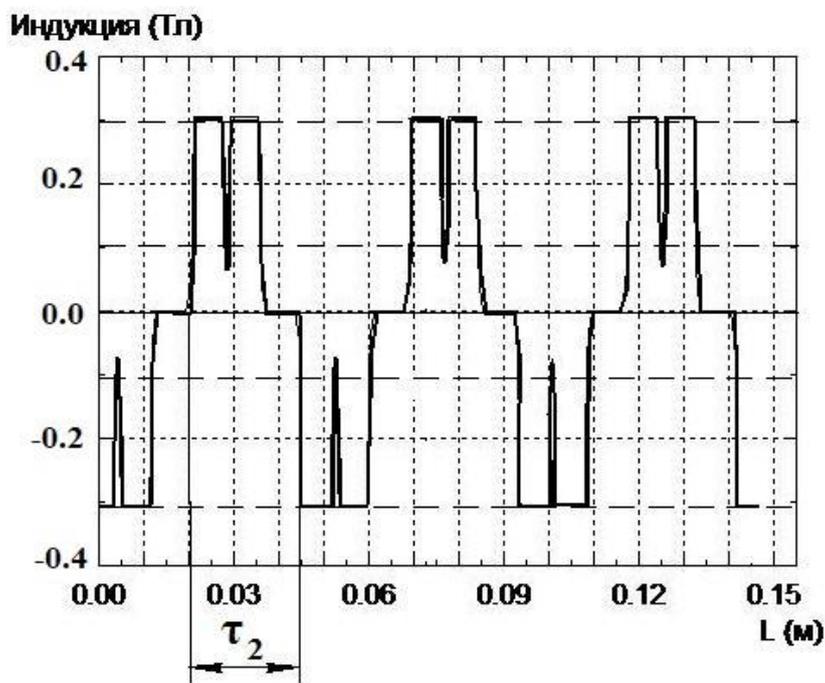


Рисунок 2.1- Картина магнитного поля при неявнополюсной конструкции ротора
 а) возбuditель; б) основной генератор

На рис. 2.2. показано распределение нормальной составляющей магнитной индукции на средней линии воздушного зазора



а)



б)

Рисунок 2.2 - Распределение индукции в зазоре
а) возбудитель б) основной генератор

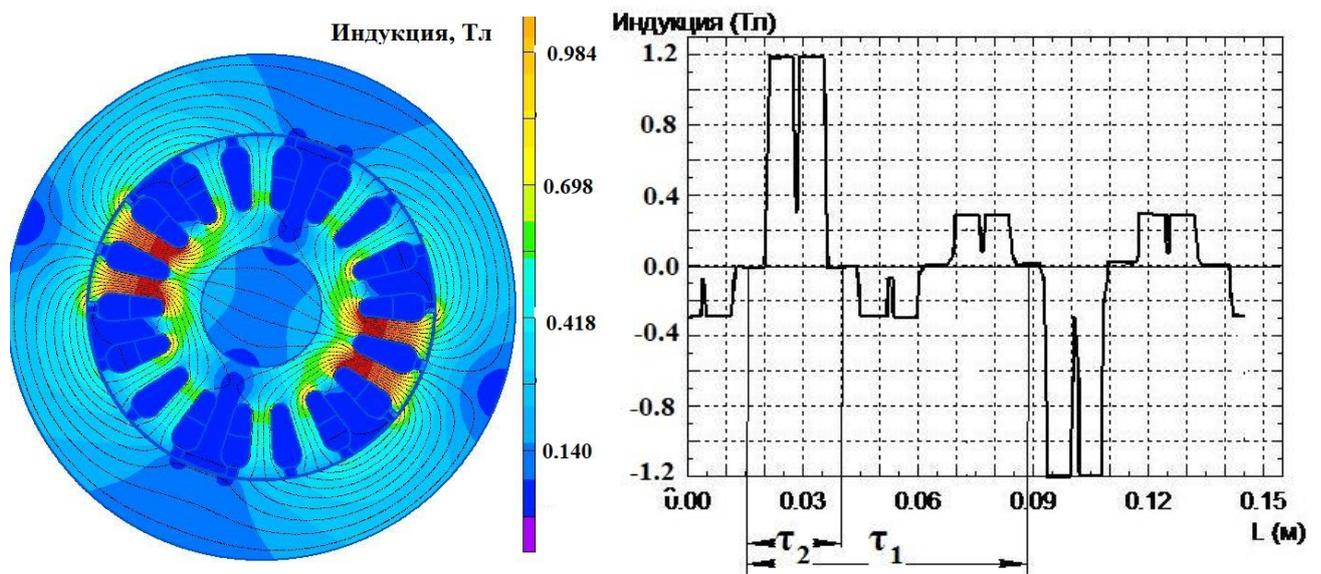


Рисунок 2.3 - Картина магнитного поля и распределение индукции в неявнополюсном роторе при питании обмотки эффективным током

В соответствии с электрической схемой обмотки ротора между нагруженными зубцами находится паз, не занятый током. Путем исключения неиспользуемых в неявнополюсной конструкции пустых пазов трансформируем конструкцию активной зоны ротора, форма которого станет явнополюсной, тем самым перейдем от неявнополюсной конструкции ротора к «промежуточной» (вариант 2). Конструкция ротора на рис.2.4 является «промежуточной» между классическими неявнополюсной и явнополюсной. Признак неявнополюсного исполнения – узкий шлиц паза, а особенность - сосредоточенная обмотка, намотанная вокруг зубца. От явнополюсного ротора заимствована форма головки зубца (полюса).

Картина магнитного поля, созданного током ротора, и распределение нормальной составляющей магнитной индукции на средней линии зазора для этого случая показаны на рис.2.4.

Сравнивая показатели моделирования 1 и 2 вариантов (рис.2.3 и рис.2.4) ротора следует отметить, что индукция в полюсе, расположенном по оси поля реакции якоря возбuditеля (ось d), по второму варианту ниже показателя 1-го варианта на 22%. Основная гармоническая индукции в зазоре $B_{\delta 1}$ и линейная нагрузка ротора $A = \sqrt{A_1^2 + A_2^2}$ одинаковы в обоих случаях.

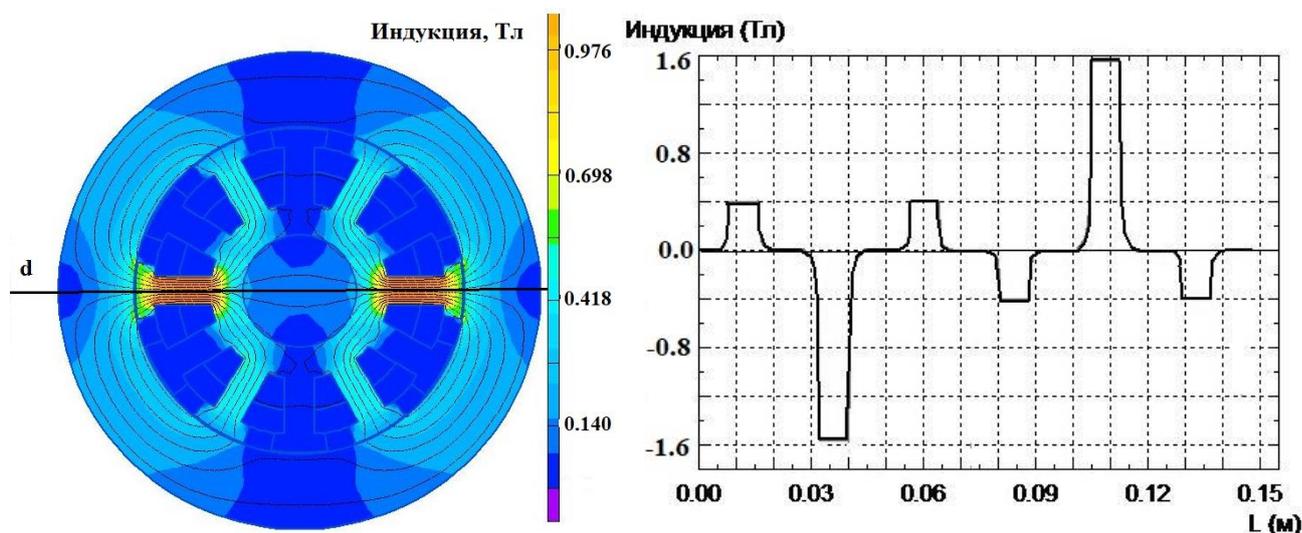


Рисунок 2.4 - Картина магнитного поля и индукция в зазоре в роторе «промежуточного типа» при питании обмотки эффективным током

Здесь A_1 и A_2 - линейные нагрузки якоря возбудителя и индуктора основного генератора соответственно.

Значение средней пазовой плотности тока для варианта 2 ниже в 1,37 раза по сравнению с вариантом 1. Следовательно, во втором варианте остается запас по тепловому фактору, позволяющий повысить среднюю плотность тока в пазу и за счет этого увеличить выходную мощность возбудителя.

Для классической *явнополюсной* конструкции с сосредоточенной обмоткой ротора и полюсами большей ширины (вариант 3) картина результирующего магнитного поля в активной зоне ротора приведена на рис.2.5. На распределении нормальной составляющей индукции в середине зазора показаны продольная и поперечная оси поля реакции якоря возбудителя. В этом случае средняя плотность эффективного пазового тока в 1,7 и в 1,22 раза ниже, чем в первом и втором вариантах соответственно. Значения максимальной индукции в зубцах далеки от уровня насыщения, поэтому состояние магнитной цепи ротора при увеличении плотности тока до значения первого варианта не вызовет насыщения зубцов. Следовательно, явнополюсная конструкция ротора дает возможность увеличения полного

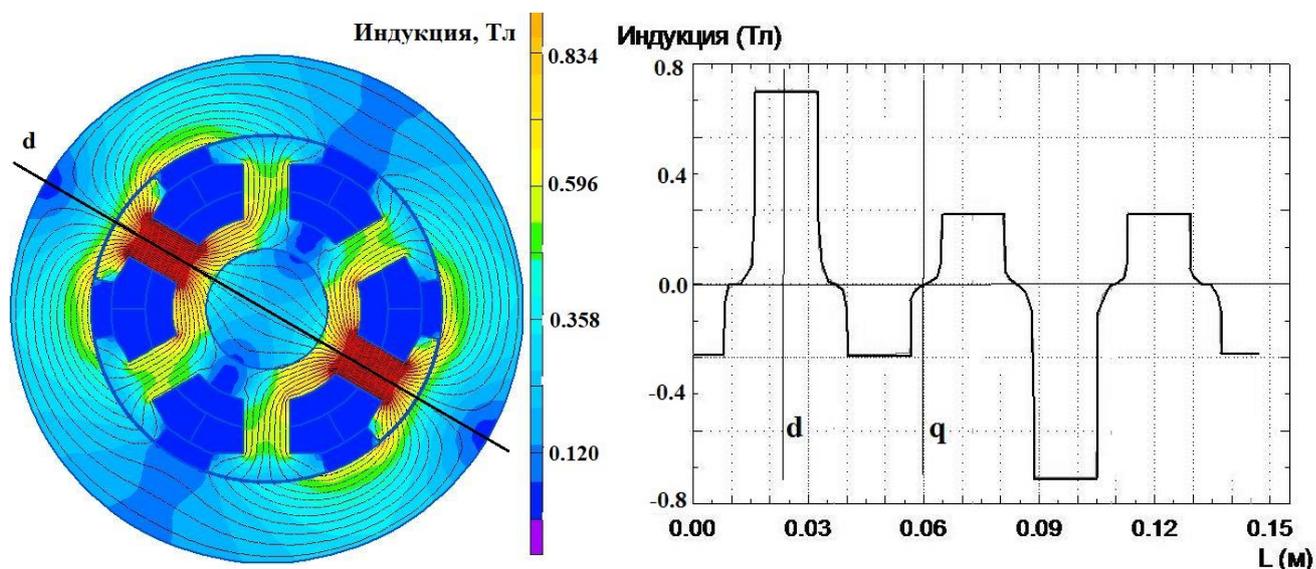


Рисунок 2.5 - Картина магнитного поля ротора и распределение индукции в зазоре при явнополюсной геометрии

пазового тока (МДС) возбуждения генератора по сравнению с неявнополюсной, что приводит, в итоге, к возможности повышения магнитной индукции в зазоре генератора при неизменности главных размеров.

На следующем этапе предложенного метода анализа эффективности конструкции ротора БЭГ с интегрированным возбудителем поставлена задача определения качественных (гармонический состав) и количественных (коэффициент дифференциального рассеяния σ_0 , запасенная магнитная энергия W_m , индуктивности, коэффициенты формы поля возбуждения генератора k_f , потока возбуждения k_ϕ , полюсного перекрытия α_δ) характеристик магнитных полей, создаваемых совмещенной обмоткой ротора.

Гармонический анализ может быть осуществлен в пакете Mathcad посредством быстрого преобразования Фурье (*fft*). Коэффициент дифференциального рассеяния определяется по методике автора, изложенной в [62]. Энергия магнитного поля и индуктивности находятся, например, с помощью интегрального калькулятора пакета Elcut или любой другой подобной программы. Характеристики

поля возбуждения генератора, которые должны быть определены для оценки эффективности конструкции ротора:

коэффициент формы поля

$$k_f = \frac{B_{\delta 1}}{B_{\delta m}};$$

коэффициент формы потока

$$k_{\Phi} = \frac{\Phi_{fm}}{\Phi_{f1}};$$

расчетный коэффициент полюсного перекрытия

$$\alpha_{\delta} = \frac{B_{\delta cp}}{B_{\delta m}},$$

где $B_{\delta m}$ - значение индукции в зазоре на оси полюса;

$B_{\delta 1}$ - амплитуда основной гармоники индукции в зазоре;

$B_{\delta cp}$ - среднее значение индукции в зазоре;

Φ_{fm} - максимальное значение потока возбуждения на полюсном делении;

Φ_{f1} - амплитуда основной гармоники потока.

Все перечисленные параметры оказывают существенное влияние на выходные характеристики генератора с интегрированным возбудителем.

В таблице 2.1 приведены в качестве иллюстрации предложенного метода результаты моделирования полей реакции якоря возбудителя и возбуждения генератора с вариантами конструкции ротора, анализируемыми в начале параграфа. Условия сравнения те же, что и прежде.

Результаты моделирования магнитного поля БЭГ

Таблица 2.1

Вариант исполнения ротора		1	2	3
Возбудитель				
Индукция в зазоре на оси полюса	$B_{\delta m}$, Тл	0,228	0,230	0,224
Амплитуда основной гармоники	$B_{\delta 1}$, Тл	0,128	0,082	0,154

Амплитуда пятой гармоники	$B_{\delta 5}$, Тл	0,078	0,072	0,082
Амплитуда седьмой гармоники	$B_{\delta 7}$, Тл	0,038	0,062	0,032
Амплитуда одиннадцатой гармоники	$B_{\delta 11}$, Тл	0,026	0,032	0,028
Энергия магнитного поля	W_m , Дж	0,082	0,052	0,096
Магнитная энергия поля основной гармоники	W_1 , Дж	0,048	0,020	0,068
Коэффициент дифференциального рассеяния, σ_0		0,742	1,694	0,433
Индуктивность обмотки якоря возбuditеля	L_a , Гн	$7,12 \cdot 10^{-4}$	$4,46 \cdot 10^{-4}$	$8,14 \cdot 10^{-4}$
Индуктивность рассеяния обмотки якоря возбuditеля	L_σ , Гн	$5,28 \cdot 10^{-4}$	$7,56 \cdot 10^{-4}$	$3,52 \cdot 10^{-4}$
Генератор				
Индукция в зазоре на оси полюса	$B_{\delta m}$, Тл	0,459	0,459	0,456
Амплитуда основной гармоники	$B_{\delta 1}$, Тл	0,450	0,415	0,513
Среднее значение индукции в зазоре	$B_{\delta cp}$, Тл	0,270	0,171	0,315
Амплитуда потока возбуждения	Φ_{fm} , Вб	$6,51 \cdot 10^{-3}$	$4,05 \cdot 10^{-3}$	$7,71 \cdot 10^{-3}$
Амплитуда основной гармоники потока Φ_{f1} , Вб		$6,90 \cdot 10^{-3}$	$5,83 \cdot 10^{-3}$	$7,89 \cdot 10^{-3}$
Коэффициент формы поля	k_f	0,981	0,690	1,128
Коэффициент формы потока	k_Φ	0,941	0,843	0,978
Расчетный коэффициент полюсного перекрытия	α_δ	0,588	0,371	0,690
Индуктивность обмотки возбуждения генератора	L_f , Гн	$1,64 \cdot 10^{-3}$	$1,04 \cdot 10^{-3}$	$1,93 \cdot 10^{-3}$

Полученные результаты моделирования показали:

- при одинаковой индукции в зазоре от поля реакции якоря возбuditеля $B_{\delta m}$, гармонический состав предпочтительнее в явнополюсной конструкции ротора;
- эта же конструкция ротора и совмещенной обмотки характеризуется наибольшим значением энергии магнитного поля W_m ;
- коэффициент дифференциального рассеяния в поле возбuditеля, а, следовательно, индуктивность рассеяния $L_{\sigma} = \sigma_0 \cdot L_a$, меньше при явнополюсной конструкции;
- основная гармоника магнитного поля возбуждения генератора при одинаковой индукции в зазоре имеет наибольшее значение у явнополюсной конструкции;
- коэффициенты формы поля, потока, полюсного перекрытия лучше также у явнополюсного варианта, что указывает на близость кривой поля возбуждения к синусоидальному распределению.

Выводы:

При применении явнополюсной конструкции ротора БЭГ:

1. В 1,5 раза снижается индуктивность рассеяния, а, следовательно, и мощность возбуждения возбuditеля.
2. Улучшается гармонический состав полей реакции якоря возбuditеля и возбуждения генератора.
3. МДС возбуждения генератора может быть увеличена на 70% относительно неявнополюсной конструкции за счет увеличения тока в обмотке, при той же его плотности, и качественного улучшения формы кривой поля возбуждения.

2.2. Влияние укорочения шага обмотки на эффективность передачи энергии от возбuditеля к основному генератору

Для оценки эффективности использования совмещенных обмоток в качестве обмоток ротора вентильного генератора проведем анализ ряда схем. Предвари-

тельно следует очертить круг обмоток, возможных для использования с точки зрения простоты технологии их изготовления и надежности. Существенным отличием синхронных генераторов классического исполнения со щеточным возбуждением является то, что их обмотка якоря располагается в пазах статора, следовательно не испытывает действия центробежных сил, что упрощает ее крепление, особенно в зоне лобовых частей. В генераторах переменного тока важным является синусоидальное распределение магнитного поля в воздушном зазоре для получения синусоидального выходного напряжения. Обмотки якоря таких машин выполняются двухслойными для улучшения формы кривой ЭДС путем исключения из нее высших гармонических за счет укорочения шага и распределения катушек в катушечной группе по пазам.

Генератор с интегрированным возбудителем обладает следующими особенностями [62]:

- якорная обмотка возбудителя (совмещенная обмотка) и полупроводниковые вентили располагаются на роторе, что вызывает при высоких частотах вращения трудности с креплением этих элементов генератора;
- для уменьшения пульсаций выходного напряжения желательно иметь трапецеидальное распределение магнитного поля в воздушном зазоре;
- с целью максимального использования по постоянному току обмотку ротора следует выполнять с диаметральной шагом в поле генератора.

Уравнение электрического равновесия цепи ротора возбудителя имеет вид

$$E_0 = I_k \cdot \sqrt{(x_a + x_\sigma)^2 + r^2}, \quad (2.1)$$

где x_a, x_σ, r - индуктивные сопротивления реакции якоря, рассеяния и активное сопротивление соответственно; I_k, E_0 - фазный ток и ЭДС, индуцируемая полем возбудителя в обмотке ротора.

Из формулы (2.1) следует, что для оценки величины ЭДС, необходимой для создания заданного тока в фазе обмотки ротора, необходимо знать параметры этой обмотки.

Индуктивное сопротивление реакции якоря определяется выражением [26]

$$x_a = 4 \cdot m_R \cdot f_R \cdot \frac{\mu_0 \cdot \tau_1 \cdot l_\delta \cdot w_R^2 \cdot k_{об}^2}{\pi \cdot \delta \cdot k_\delta \cdot k_\mu \cdot p_1}, \quad (2.2)$$

где $m_R, w_R, k_{об}, f_R$ - число фаз, число витков фазы, обмоточный коэффициент обмотки в магнитном поле возбuditеля, частота тока.

При неизменной геометрии активной зоны машины (за исключением числа пазов ротора) x_a зависит от числа витков, фаз и обмоточного коэффициента.

Суммарное рассеяние обмотки складывается из рассеяния пазов, лобовых частей и дифференциального рассеяния в воздушном зазоре.

Индуктивное сопротивление пазового рассеяния

$$x_{\sigma n} \sim \frac{w_R^2}{q_R} \cdot \lambda_n, \quad (2.3)$$

где q_R - число пазов на полюс и фазу;

λ_n - удельная проводимость пазового рассеяния (определяется формой паза ротора).

Индуктивное сопротивление рассеяния лобовых частей

$$x_{\sigma l} \sim w_R^2 \cdot \lambda_l, \quad (2.4)$$

где λ_l - удельная проводимость лобовых частей рассчитывается в соответствии с выражением для однослойных трехфазных обмоток [12].

Наибольшую долю в суммарном рассеянии обмоток подобного типа составляет дифференциальное рассеяние в воздушном зазоре [46]. Для определения индуктивного сопротивления дифференциального рассеяния надо найти произведение индуктивного сопротивления реакции якоря x_a на коэффициент дифференциального рассеяния σ_0 [62], определяемый по многоугольнику намагничивающих сил (диаграмме Гергерса) для анализируемых обмоток [30].

$$x_{\sigma d} = \sigma_0 \cdot x_a; \quad (2.5)$$

Схемы обмоток, их интегральные кривые намагничивающих сил по постоянному и переменному токам и диаграммы Гергерса показаны на рис.2.6-2.9.

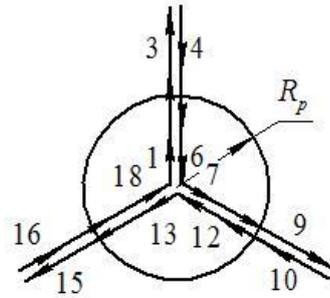
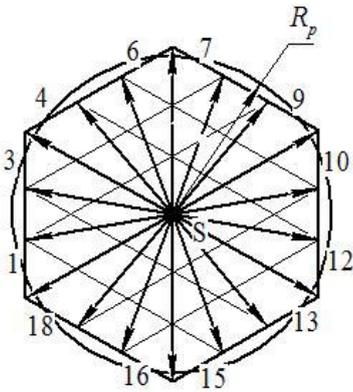
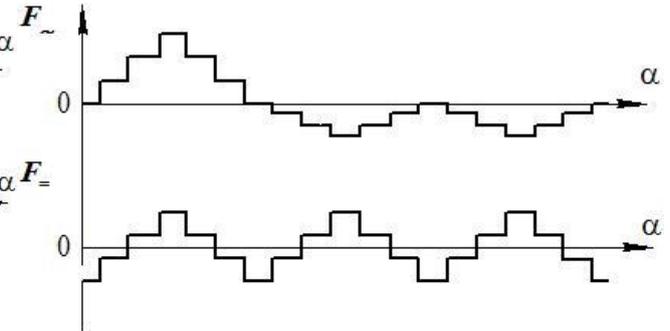
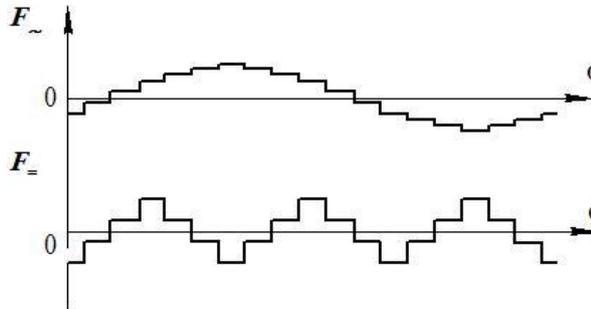
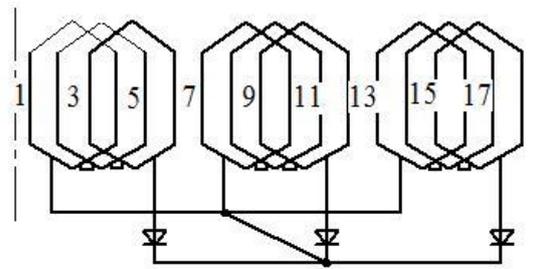
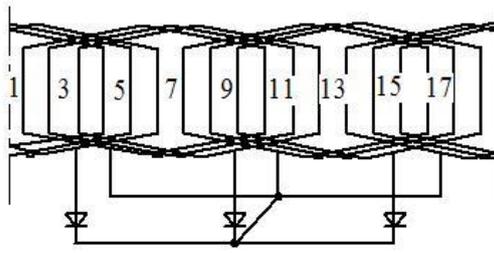


Рисунок 2.6 - Обмотка А

Рисунок 2.7 - Обмотка В

Обозначив через R_D радиус инерции пазовых точек диаграмм и через R_p - радиус рабочей гармоники с $p_1=1$ парами полюсов, получим коэффициент дифференциального рассеяния обмотки

$$\sigma_0 = \left(\frac{R_D^2}{R_p^2} \right) - 1. \quad (2.6)$$

Полюс диаграммы S (рис.2.6) является центром инерции системы пазовых точек многоугольника. Если диаграмма имеет центральную симметрию относительно полюса, отрицательная полуволна МДС является зеркальным отображением положительной полуволны. Из этого следует, что при разложении в ряд Фурье кривая МДС обмотки содержит высшие гармонические, порядок которых опреде-

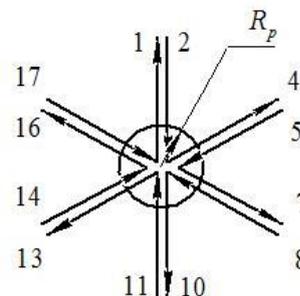
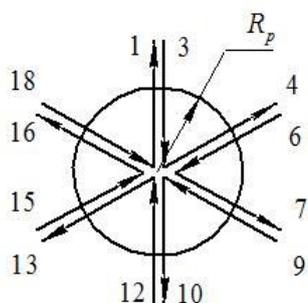
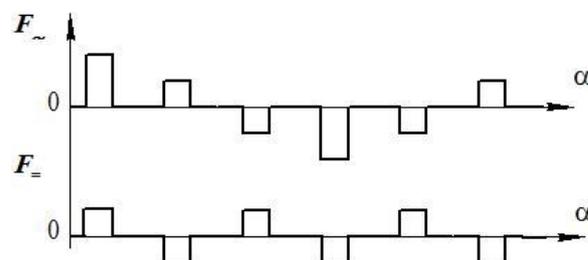
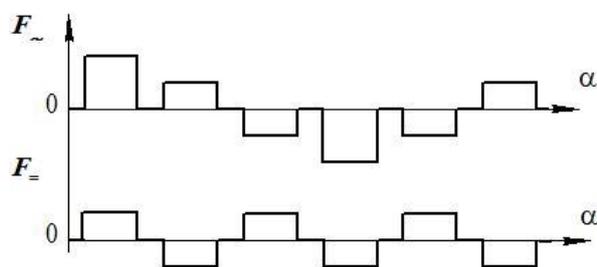
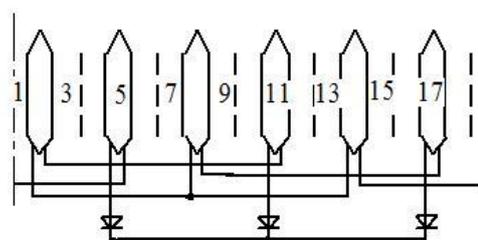
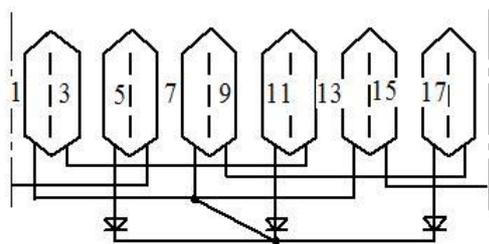


Рисунок 2.8 - Обмотка C

Рисунок 2.9 - Обмотка D

ляется умножением порядка рабочей гармоники на нечетные числа. В случае отсутствия центральной симметрии кривая МДС содержит высшие гармоники, порядок которых определяется умножением порядка рабочей гармоники, как на четные, так и на нечетные числа.

Рассмотрим пример определения коэффициента дифференциального рассеяния обмотки, изображенной на рис.2.6. При построении диаграммы удобно применять треугольную сетку, сторона которой равна максимальному полному току паза. Полагая эту сторону равной единице, найдем периметр диаграммы $\Pi=18$. Радиус окружности для рабочей гармоники при $p_1=1$ и обмоточном коэффициенте в поле возбуждителя $k_{ov}=0,96$

$$R_p = \frac{k_{ov} \cdot \Pi}{2\pi \cdot p_1} = \frac{0,96 \cdot 18}{2\pi} = 2,75.$$

Квадрат радиуса инерции пазовых точек диаграммы

$$R_{Д}^2 = \frac{6 \cdot 3^2 + 12 \cdot (3^2 + 1^2 - 2 \cdot 3 \cdot \cos 60^\circ)}{18} = 7,67.$$

Согласно выражению (2.6) коэффициент дифференциального рассеяния

$$\sigma_0 = \frac{7,67}{(2,75)^2} - 1 = 0,0145.$$

Мощность возбуждения возбудителя определяется формулой

$$P_f = U_f \cdot I_f, \quad (2.7)$$

где U_f и I_f - напряжение и ток обмотки возбуждения возбудителя.

Напряжение U_f обычно является заданной величиной, поэтому ток и мощность возбуждения при допущении отсутствия потерь в стали и насыщения, определяются величиной МДС возбуждения возбудителя, необходимой для создания магнитного поля требуемой интенсивности

$$I_f = \frac{\Phi_{\delta 1} \cdot R_m}{w_f}, \quad (2.8)$$

где R_m - сопротивление магнитной цепи возбудителя;

w_f - число витков обмотки возбуждения на полюс.

Указанные величины неизменны при заданной геометрии магнитопровода.

Следовательно, сделать заключение об эффективности каждой из рассматриваемых обмоток с точки зрения минимизации мощности возбуждения БЭГ можно по величине магнитного потока $\Phi_{\delta 1}$. Это позволяет проанализировать использование электрически совмещенной обмотки по переменному току.

Чтобы определить степень использования совмещенной обмотки в магнитном поле генератора (по постоянному току), необходимо найти суммарную МДС возбуждения генератора, созданную данной обмоткой

$$F_{Г=} = I_{=} w_R k_{fГ} m_R. \quad (2.9)$$

Здесь w_R, m_R - число витков фазы и число фаз обмотки ротора;

$k_{fГ}$ - коэффициент формы поля возбуждения генератора.

Этот коэффициент находится через отношение $k_{fT} = B_{fm1} / B_{fm}$,

где B_{fm}, B_{fm1} - максимальная индукция и амплитуда первой гармоники индукции поля возбуждения генератора.

Значения коэффициентов формы поля возбуждения определялись посредством разложения кривых МДС (F_{\pm}) в ряд Фурье.

Например, для обмотки C (рис.2.8), кривая МДС определена на интервале $[0, 2\pi]$ следующим образом

$$F_{\pm}(\alpha) = \left\{ \begin{array}{l} 0; \frac{11\pi}{6} < \alpha < \frac{\pi}{6} \\ 1; \frac{\pi}{6} < \alpha < \frac{5\pi}{6} \\ 0; \frac{5\pi}{6} < \alpha < \frac{7\pi}{6} \\ -1; \frac{7\pi}{6} < \alpha < \frac{11\pi}{6} \end{array} \right\}.$$

Значение коэффициента разложения первой гармонической или коэффициента формы поля возбуждения генератора

$$b_1 = k_{fT} = \frac{1}{\pi} \int_{-\pi}^{\pi} F_{\pm}(\alpha) \sin \alpha d\alpha = \frac{1}{\pi} \left\{ \left(\cos \frac{\pi}{6} \right) - \left(\cos \frac{5\pi}{6} \right) + \left(-\cos \frac{7\pi}{6} \right) - \left(\cos \frac{11\pi}{6} \right) \right\} = 1,103.$$

Результаты гармонического анализа кривых МДС обмоток $A-D$ для рабочей гармоники с числом пар полюсов $p_2 = 3$ приведены в табл.2.2.

Результаты гармонического анализа

Таблица 2.2

Величина	Тип обмотки			
	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>D</i>
Амплитуда рабочей гармоники МДС возбуждения генератора, о.е.	1,273	1,273	1,103	0,637
Максимальное значение МДС, о.е.	1,5	1,5	1,0	1,0

Коэффициент формы кривой	0,849	0,849	1,103	0,637
МДС возбуждения				

По условию неизменности величины тока, протекающего по обмоткам, очевидным является различный расход обмоточного провода для каждой из рассматриваемых схем. При определении массы обмотки необходимо учесть тот факт, что обмотки схем *C* и *D* являются зубцовыми и, следовательно, длина и вылет лобовых частей таких обмоток значительно меньше, чем у обмоток *A*, *B*.

Проведенные выше теоретические исследования дают возможность оценить использование электрически совмещенной обмотки для бесщеточного возбуждения по переменному и постоянному токам. Результаты анализа для четырех типов обмоток, отличающихся величиной шага, приведены в табл.2.3. При сравнении за единицу приняты параметры обмотки *A*.

В результате анализа установлена целесообразность применения в качестве электрически совмещенной обмотки *C* (рис.2.8). При использовании этой обмотки МДС возбуждения генератора, при равных прочих условиях, меньше МДС, создаваемых обмотками *A, B* только на 13%. При этом потребляемая мощность возбуждения ниже в 2,36 и 1,89 раза соответственно. Расход обмоточного провода в роторе сокращается в 2,8 и 1,7 раза.

Результаты теоретического анализа

Таблица 2.3

Параметр	Обозначение	Тип обмотки			
		<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>D</i>
Эффективный ток	I_k	1	1	1	1
Удельная проводимость пазового рассеяния	λ_n	1	1	1	1
Удельная проводимость лобового рассеяния	λ_l	1	0,310	0,155	0,069

Коэффициент дифференциального рассеяния обмотки	σ_0	1	37,45	11,86	244,4
Индуктивное сопротивление пазового рассеяния	$x_{\sigma n}$	1	1	1,336	1,336
Индуктивное сопротивление лобового рассеяния	$x_{\sigma l}$	1	0,320	0,062	0,031
Индуктивное сопротивление дифференциального рассеяния	$x_{\sigma \partial}$	1	10,13	0,665	3,543
Активное сопротивление	r	1	0,591	0,349	0,303
Индуктивное сопротивление реакции якоря возбудителя	x_a	1	0,272	0,056	0,015
ЭДС холостого хода	E_{01}	1	0,418	0,101	0,100
Мощность возбуждения возбудителя	P_f	1	0,801	0,423	0,831
Обмоточный коэффициент в поле возбудителя	k_{ov}	1	0,521	0,356	0,181
Число витков обмотки ротора	w_R	1	1	0,666	0,666
Коэффициент формы кривой МДС генератора	$k_{f\Gamma}$	1	1	1,299	0,75
МДС генератора	F_{Γ}	1	1	0,866	0,500
Масса обмотки	G_{mR}	1	0,591	0,349	0,303
Коэффициент усиления возбудителя	k_y	1	1,247	2,044	0,602

На рис.2.10 показаны зависимости мощности возбуждения возбудителя, МДС возбуждения генератора, массы обмотки и коэффициента усиления первого каскада БЭГ по мощности от шага обмотки (обмоточного коэффициента в поле возбудителя). Из графиков видно, что кривые мощности возбуждения и коэффи-

циента усиления имеют экстремумы при величине обмоточного коэффициента, соответствующего обмотке *C*.

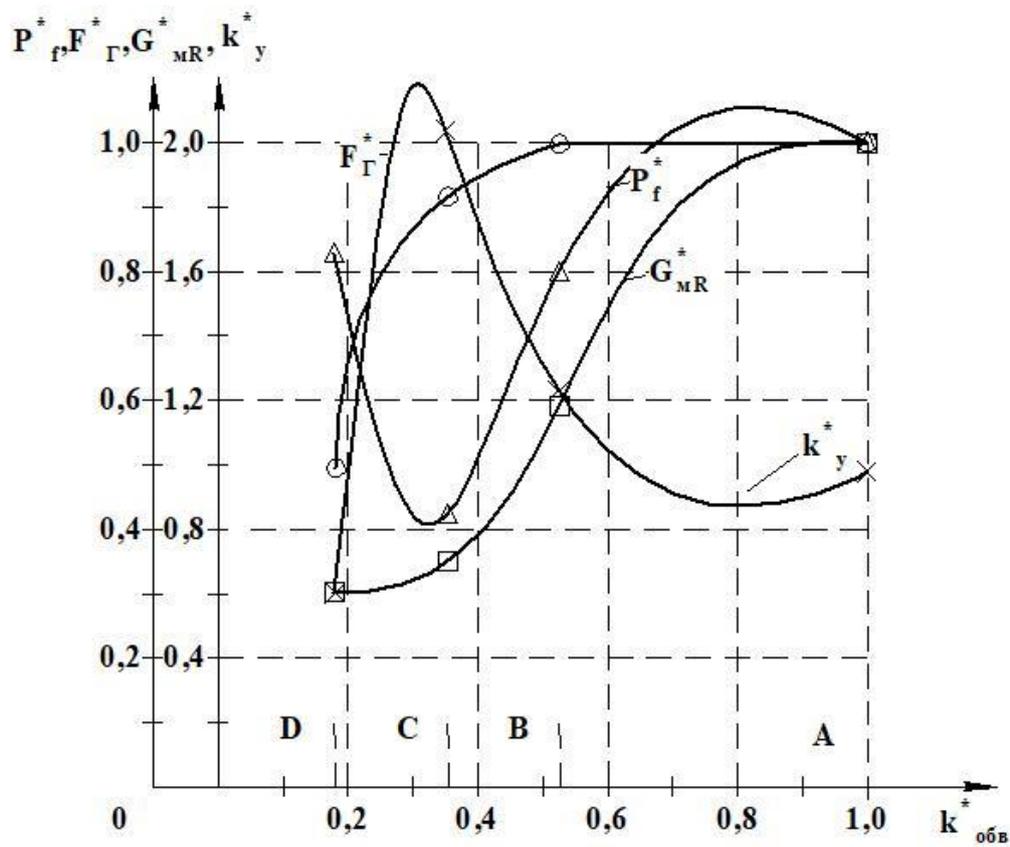


Рисунок 2.10 - Вариация параметров электрически совмещенных обмоток при изменении шага

С целью проверки теоретических положений были изготовлены и экспериментально исследованы образцы роторов с обмотками *B* и *C*. Результаты приведены в табл.2.4.

Экспериментальные параметры совмещенных обмоток ротора

Таблица 2.4

Параметр	Ед.изм.	Тип обмотки	
		<i>B</i>	<i>C</i>
Постоянная составляющая тока ротора	А	1,50	1,50

Индуктивное сопротивление реакции якоря возбудителя	Ом	30,34	7,10
Индуктивное сопротивление рассеяния	Ом	16,45	3,06
ЭДС холостого хода возбудителя	В	53,50	15,25
Число витков обмотки ротора	-	99	66
Мощность возбуждения возбудителя	Вт	32,90	15,75
Масса обмотки	кг	0,252	0,146

Экспериментальная проверка подтвердила теоретические выводы, согласно которым, наиболее целесообразна для применения в качестве электрически совмещенной является обмотка, выполненная по схеме *C*. Как видно из центральной симметрии диаграммы (рис.2.8) эта обмотка имеет благоприятную форму МДС реакции якоря возбудителя, создаваемую переменной составляющей тока ротора. В генераторе с такой обмоткой значительно уменьшаются добавочные потери в стали, шум, вибрации. Малая мощность возбуждения возбудителя позволяет снизить вес регулировочной аппаратуры, что является важным при использовании генераторов подобного типа в качестве источников питания на автономных объектах.

Оценивая технологическое качество каждой из представленных обмоток, можно отметить, что лобовые части обмотки *C* не перекрещиваются и располагаются в одной плоскости, что определяет их малый вылет (около 35% на обе стороны от длины пакета ротора), тогда как у обмоток *A* и *B* вылет составляет около 100%. Это обстоятельство позволяет использовать обмотку в условиях ограниченного осевого пространства и обеспечить ее надежное крепление на вращающемся роторе.

Исходя из условий получения заданной МДС возбуждения генератора не имеет значения, проводом какого сечения выполнять обмотку ротора, так как из

выражения (2.9) видно, что увеличение витков обмотки при заданной площади паза приводит к уменьшению тока, а уменьшение числа витков ведет к его увеличению. С точки зрения удовлетворительной работы вентиля вращающегося выпрямителя, необходимо выбирать число витков и сечение провода из условий допустимого тока через вентили и обеспечения минимального обратного напряжения при их коммутации.

Так как обмотка ротора БЭГ замкнута на себя, вентили вращающегося выпрямителя проводят ток группами по два или три одновременно. В интервале проводимости, соответствующем работе двух вентилях, происходит двухфазное короткое замыкание на нейтраль. В этот момент к непроводящему вентилю прикладывается обратное напряжение, равное мгновенному значению фазной ЭДС, индуктируемой в обмотке результирующим магнитным полем возбудителя. Эта ЭДС пропорциональна частоте вращения ротора и числу эффективных витков. При большом числе витков необходимо использовать вентили, рассчитанные на большее обратное напряжение, что ведет к удорожанию выпрямителя и генератора в целом. Уменьшение числа витков позволяет снизить обратное напряжение на вентилях, увеличить коэффициент заполнения паза ротора, уменьшить стоимость обмотки, так как обмоточный провод большего сечения дешевле. Поэтому электрически совмещенную обмотку следует выполнять проводом возможно большего сечения с меньшим числом витков.

2.3. Анализ электрических схем совмещенных обмоток ротора

Для создания технологичной электрически совмещенной обмотки каждая катушка должна быть сосредоточена на отдельном зубце. В идеальном случае получается однослойная обмотка с числом пазов на полюс и фазу $q=1$. В литературе встречаются следующие названия этой обмотки: дискретно-распределённая, зубцовая, одноплоскостная, неперекрещивающаяся. Такая обмотка:

- позволяет повысить линейную токовую нагрузку за счет увеличения коэффициента заполнения паза и максимального использования объема ротора под обмотку;

- характеризуется малым вылетом лобовых частей, что обеспечивает ее надежное крепление на роторе;

- создает трапецидальную волну магнитодвижущей силы в воздушном зазоре.

Применение данной обмотки эквивалентно переходу от неявнополюсной конструкции ротора к явнополюсной, в которой каждый зубец с сосредоточенной катушкой, выполняет функции полюса с обмоткой.

Максимально возможное число пазов на роторе в пределах заданного наружного диаметра ограничивается минимально допустимой шириной зубца по условиям механической прочности и насыщения стали. С учетом этого рассмотрим ряд схемных решений электрически совмещенных обмоток ротора БЭГ с позиций их эффективного использования в магнитных полях совмещаемых машин. Диапазон обмоток ограничим трех и пяти фазными схемами ($m_R = 3; 5$) и максимальным количеством пазов (полюсов) $z_R = 30$. При этих условиях электрическая схема обмотки ротора показана на рис.2.11.

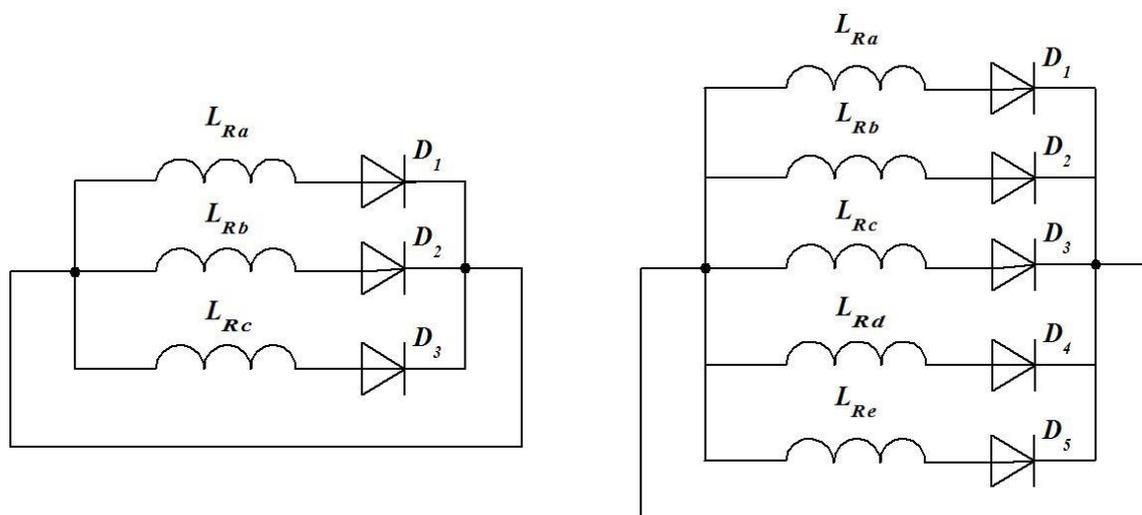


Рисунок 2.11- Электрическая схема обмотки ротора

Схемы пятифазных обмоток предполагают размещение на вращающемся роторе большего количества вентилях, что ведет к дополнительным затратам и трудностям при компоновке, снижению надежности. Однако такие схемы имеют

меньший коэффициент пульсаций выпрямленного тока, поэтому они включены в диапазон анализируемых схем однослойных обмоток ротора БЭГ. Исходя из вышеуказанных соображений, определены основные варианты выполнения электрически совмещенной обмотки ротора.

Варианты выполнения обмотки ротора

Таблица 2.5

Число фаз, m	Число пазов, z	Число полюсов возбuditеля, $2p_1$	Число полюсов генератора, $2p_2$	Код обмотки
3	6	2	6	<i>A</i>
3	12	2	6	<i>B</i>
3	18	2	6	<i>C</i>
5	10	2	10	<i>D</i>
5	20	2	10	<i>E</i>
5	30	2	10	<i>F</i>

На рис. 2.12, 2.13 приведены схемы 3-х фазных электрически совмещенных обмоток ротора *A*, *C*, кривые распределения МДС по переменному (F_{\approx}) и постоянному ($F_{=}$) токам и диаграммы Гергерса, по которым определяется коэффициент дифференциального рассеяния обмоток.

Схемы 5-ти фазных обмоток принципиально не отличаются от 3-х фазных, имеют аналогичное распределение МДС. Электрическая схема обмотки *D* показана на рис. 2.14. Проведем анализ схем обмоток (*A-F*) с точки зрения эффективности их использования в магнитных полях возбuditеля и генератора, полагая синусоидальным распределение поля в зазоре и отсутствие насыщения магнитопровода. Исходным пунктом сравнения будем считать неизменное значение переменной составляющей тока ротора для всех схем. При анализе учтем, что соотношение между действующим значением переменной составляющей фазного тока ротора

I_{\approx} и постоянной составляющей $I_{=}$ для однополупериодной схемы выпрямления характеризуется коэффициентом β_i , значение которого 0,76 для 3-х фазных схем и 0,588 – для 5-ти фазных.

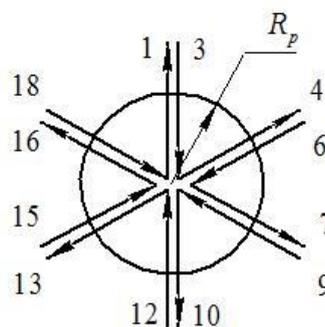
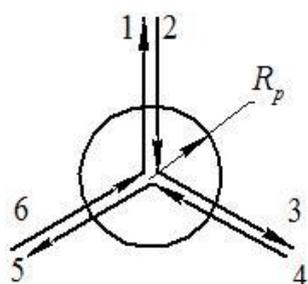
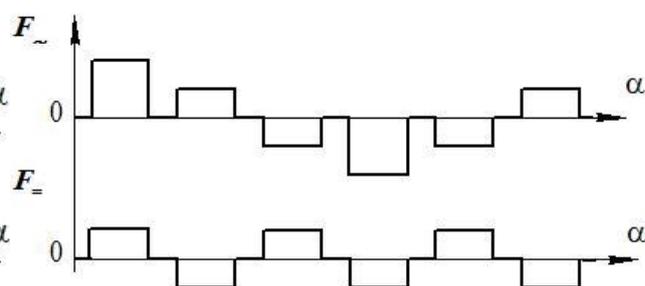
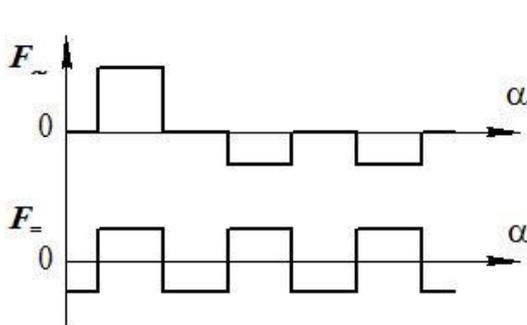
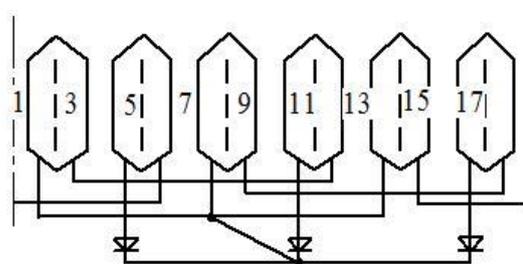
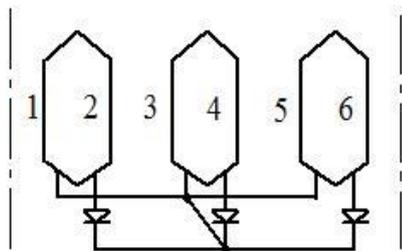


Рисунок 2.12 - Обмотка А

Рисунок 2.13 - Обмотка С

На рис.2.15. показана экспериментальная осциллограмма фазного тока обмотки ротора, гармонический анализ которой подтверждает указанное соотношение между составляющими тока в обмотке.

Ниже (табл. 2.6) приведены результаты расчета эффективности использования совмещенных обмоток ротора в возбудителе и генераторе. Анализируя данные таблицы 2.6, можно сделать заключение о предпочтении обмотки С по минимуму мощности возбуждения (управления).

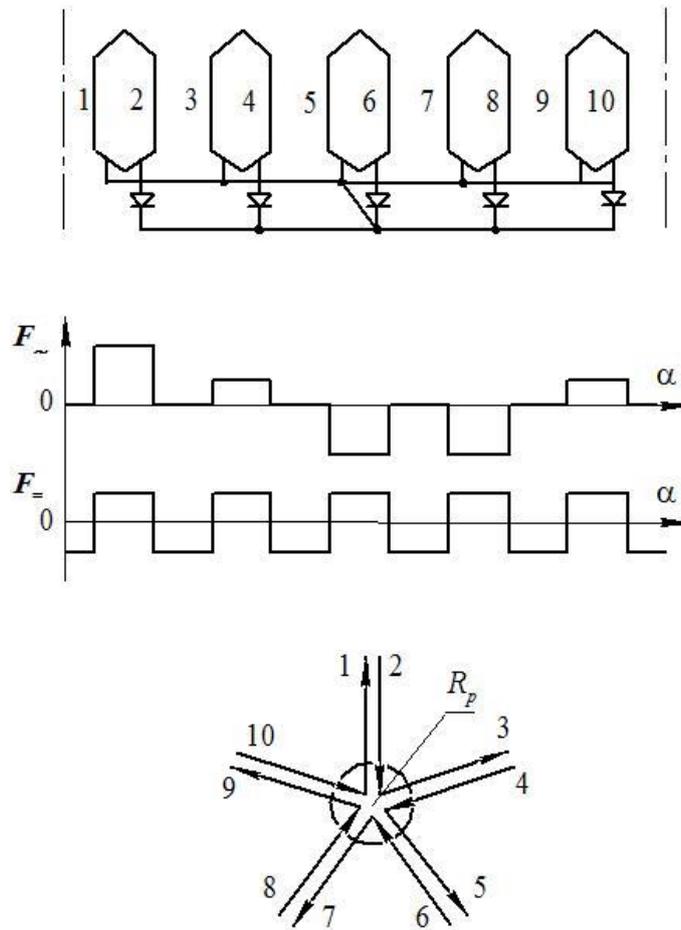


Рисунок 2.14 - Обмотка D

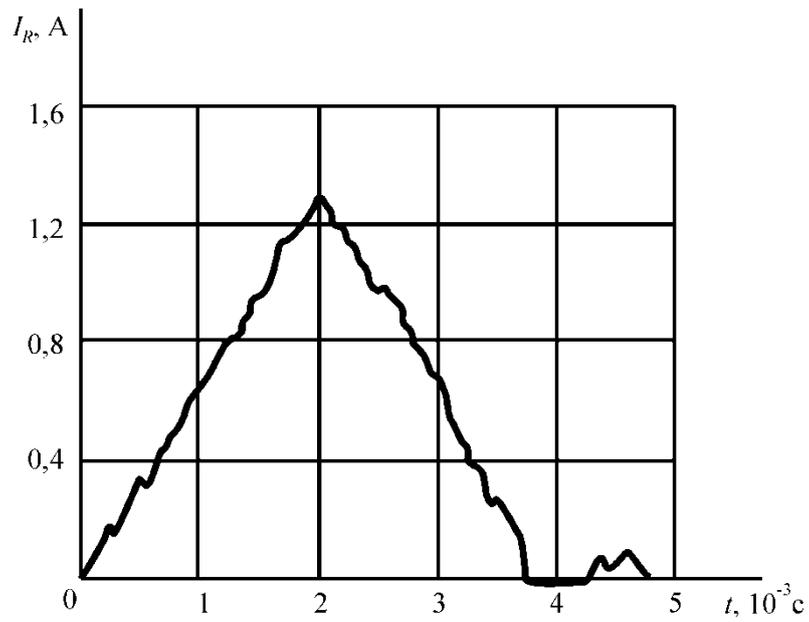


Рисунок 2.15 - Экспериментальная осциллограмма фазного тока ротора

Обмотка F , хотя и имеет меньшую мощность возбуждения для создания такой же переменной составляющей тока ротора, труднореализуема технологически, так как ширина зубца находится на грани допустимой по механической прочности. Обмотка D создает максимальную из всех рассмотренных схем МДС возбуждения.

Параметры электрически совмещенных обмоток

Таблица 2.6

Параметр	Обозначение	Вид обмотки					
		A	B	C	D	E	F
Число витков в фазе	w_R	99	99	66	51	51	34
Обмоточный коэффициент в поле возбуждителя	$k_{ов}$	0,5	0,483	0,342	0,309	0,305	0,208
Индуктивное сопротивление реакции якоря, Ом	x_a	5,737	5,576	1,243	1,010	0,984	0,203
Индуктивное сопротивление рассеяния, Ом	x_σ	6,921	1,051	0,277	1,108	0,601	0,049
Активное сопротивление фазы, Ом	r_a	0,956	0,956	0,637	0,306	0,306	0,204
Магнитный поток в зазоре возбуждителя, $Вб \times 10^{-4}$	$\Phi_{\delta 1}$	3,287	1,797	0,937	1,742	1,330	0,586
Коэффициент кривой поля возбуждения генератора	k_{ff}	1,273	0,900	1,103	1,273	0,900	1,103
МДС генератора, А	$F_{Г=}$	567,1	401,0	327,6	629,3	445,0	363,6

2.4. Дифференциальное рассеяние короткозамкнутых совмещенных обмоток

Поле реакции якоря возбuditеля, создаваемое электрически совмещенной обмоткой в воздушном зазоре, содержит спектр высших гармонических, имеющих большую амплитуду. Поэтому такие обмотки характеризуются относительно большим магнитным потоком дифференциального рассеяния, существенно превышающим потоки пазового и лобового рассеяния. В некоторых случаях это может привести к полной неработоспособности интегрированного возбuditеля и всего генератора. В предыдущих параграфах главы 2 были проанализированы некоторые характеристики магнитного поля реакции якоря возбuditеля графическими методами построения кривых и многоугольников МДС. Данный метод не приспособлен к решению задач оптимизации, ввиду сложности формализации. Поэтому здесь предлагается алгоритм численно-аналитического способа оценки электрически совмещенных обмоток с целью его использования в задачах структурной и параметрической оптимизации БЭГ.

Известно, что интенсивность магнитного поля реакции якоря пропорциональна квадрату обмоточного коэффициента обмотки ротора для основной гармонической поля возбuditеля k_{ov} , а относительное содержание высших гармонических в кривой индукции характеризуется коэффициентом дифференциального рассеяния [30], который аналитически определяется следующим образом

$$\sigma_0 = \frac{\sum_v \left(\frac{k_{ov}}{v} \right)^2}{\left(\frac{k_{o\delta 1}}{p_1} \right)^2} - 1, \quad (2.10)$$

где k_{ov} - обмоточный коэффициент v -й гармонической;

p_1 - число пар полюсов возбuditеля.

$$k_{ov} = k_{p\epsilon v} k_{y\epsilon v} = \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2m_R} \nu\right)}{q_\epsilon \sin\left(\frac{\pi}{2m_R q_\epsilon} \nu\right)} \sin\left(\frac{\pi}{2} \beta \nu\right), \quad (2.11)$$

где q_ϵ - число пазов на полюс и фазу обмотки якоря возбuditеля; β - относительный шаг обмотки ротора в поле возбuditеля.

В [50] автором показано, что выражение (2.10) справедливо для обычных симметричных обмоток. Для обмоток, генерирующих широкий спектр высших гармонических, оно справедливо в меньшей степени, а вычисление обмоточных коэффициентов по формуле (2.11) не учитывает таких факторов, как реальная геометрия зубцово-пазовой структуры, величина зазора и насыщение ферромагнитных участков магнитопровода машины. Следовательно, задача определения величины σ_0 с учетом перечисленных факторов, является актуальной.

Обмоточный коэффициент ν -й гармонической k_{ov} входит в выражение для амплитуды МДС ν -й гармонической обмотки якоря возбuditеля:

$$F_{av_m} = \frac{m_R \cdot \sqrt{2} \cdot w_R \cdot k_{ov} \cdot I_{\approx}}{\pi \cdot \nu \cdot p_1}, \quad (2.12)$$

где I_{\approx} – действующее значение переменной составляющей тока фазы электрически совмещенной обмотки ротора.

При классическом анализе магнитного поля электрических машин вводится ряд допущений:

- весь поток ν -й гармонической является потоком взаимоиנדукции;
- свойства стали сердечника, на котором расположена обмотка, не влияют на распределение поля ν -й гармонической за границами зазора и потокосцепление обмотки может быть вычислено в предположении, что магнитная проницаемость стали равна бесконечности;
- раскрытия пазов бесконечно малы;
- зазор в сравнении с полюсным делением мал и затухание поля ν -й гармонической в зазоре отсутствует.

Если поле в зазоре создается МДС F_{av_m} при перечисленных выше условиях, то пространственное распределение индукции повторяет пространственное распределение МДС.

В соответствии с выражением (2.12) обмоточный коэффициент можно определить как отношение амплитуды ν -й гармоники индукции поля, созданного обмоткой с заданным распределением и укорочением шага, к амплитуде ν -й гармоники индукции поля сосредоточенной обмотки с диаметральным шагом. Для этого необходимо найти распределения магнитных полей в воздушном зазоре беспазовой модели с диаметральным шагом обмотки и модели с заданной обмоткой. Далее следует выполнить гармонический анализ поля в зазоре для обоих случаев. Решение полевой задачи позволяет найти коэффициент дифференциального рассеяния, не прибегая к вычислению обмоточных коэффициентов.

Для оценки влияния магнитных свойств стали, раскрытия пазов и величины воздушного зазора на точность расчета амплитуд гармоник индукции, а, следовательно, и на точность определения обмоточных коэффициентов, модель должна воспроизводить реальное поперечное сечение машины. Гармонический анализ нормальной составляющей магнитной индукции на средней линии воздушного зазора и вычисление отношения амплитуд гармоник индукции полей исследуемой обмотки и сосредоточенной обмотки с диаметральным шагом позволяет найти коэффициент дифференциального рассеяния.

На рис. 2.16 показан пример распределения по пазам обмотки ротора БЭГ, а на рис.2.17 - график нормальной составляющей индукции поля реакции якоря B_{an} вдоль средней линии воздушного зазора на полюсном делении, полученный по результатам численного моделирования. В табл.2.7 приведены результаты определения обмоточных коэффициентов при фиксированной магнитной проницаемости стали и зубчатом сердечнике ротора.

Из анализа данных видно, что индукция 1-й гармоники магнитного поля в воздушном зазоре диаметральной обмотки при зубчатом роторе (столбец 3 таблицы 2.7) отличается от индукции беспазовой машины (столбец 2) в $k_8=1,14$ раз, где

k_δ - коэффициент воздушного зазора, учитывающий уменьшение амплитуды основной гармонической магнитной индукции вследствие раскрытия пазов ротора.

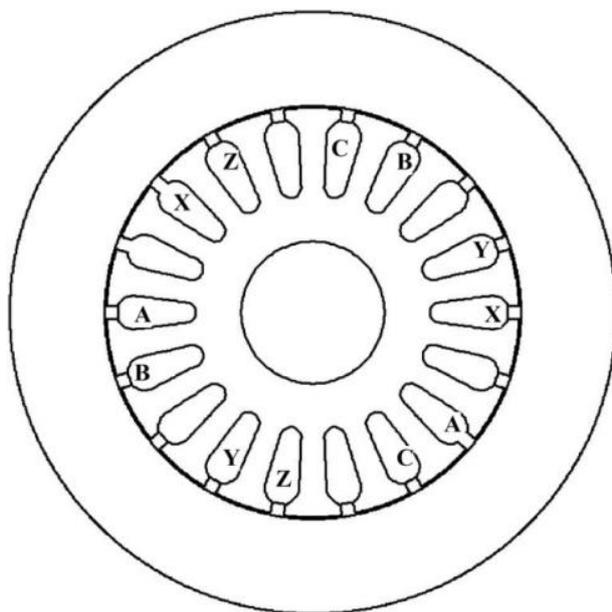


Рисунок 2.16 - Модель БЭГ с зубчатым ротором и обмоткой с укороченным шагом

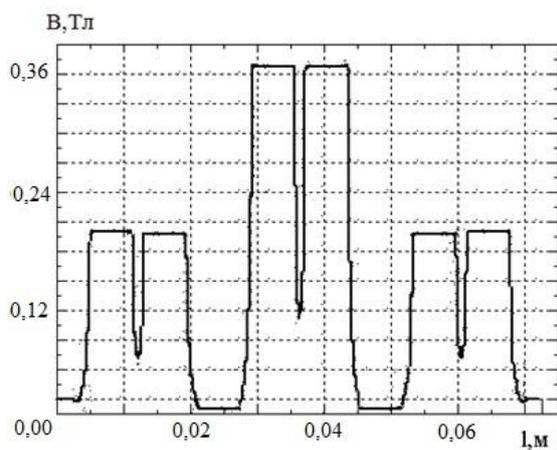


Рисунок 2.17- Распределение индукции поля реакции якоря B_{an} вдоль средней линии воздушного зазора на полюсном делении для обмотки с укороченным шагом

Результаты моделирования магнитного поля БЭГ при зубчатом сердечнике ротора

Таблица 2.7

Номер гармоники ν	Амплитуда ν -й гармоники индукции при $y = \tau_1$ беспазовая машина, Тл	Амплитуда ν -й гармоники индукции при $y = \tau_1$ зубчатый ротор, Тл	Амплитуда ν -й гармоники индукции при $y = \frac{2}{9}\tau_1$ зубчатый ротор, Тл	k_{ov} модель поля	k_{ov} расчет по формуле (2.11)	Расхождение %
1	2	3	4	5	6	7
1	0.645	0.581	0.192	0.342	0.342	0.0
5	0.135	0.121	0.118	0.975	0.985	1.0
7	0.096	0.089	0.058	0.655	0.643	1.8
11	0.062	0.063	0.039	0.625	-0.643	2.9
13	0.051	0.059	0.059	1.010	-0.985	1.6
17	0.040	0.104	0.036	0.344	-0.342	0.6
19	0.035	0.041	0.014	0.345	0.342	0.9
23	0.029	0.014	0.013	0.933	0.985	5.6
25	0.026	0.016	0.011	0.693	0.643	7.1
29	0.023	0.021	0.013	0.599	-0.643	7.3

В расчетных методиках [91] этот коэффициент вычисляется по формуле

$$k_{\delta} = \frac{\left(t_z + \frac{5 \cdot t_z \delta}{b_{uz}} \right)}{\left(t_z - b_{uz} + \frac{5 \cdot t_z \delta}{b_{uz}} \right)}, \quad (2.13)$$

где $b_{щ}$ - ширина шлица паза.

Для данной геометрии ротора значение коэффициента воздушного зазора при односторонней зубчатости, рассчитанное по формуле (2.13) $k_{\delta}=1,13$.

Из сравнения двух результатов видно, что расхождение составляет около 1%, что подтверждает достаточную точность расчета по общепринятой методике.

Расхождение результатов при численном моделировании поля и расчете по формуле (2.11) составило (0-8)%. Результаты моделирования с достаточно высокой точностью совпадают с расчетом по аналитическим выражениям и, таким образом, полевая модель может быть использована для оценки допущений, принятых при выводе аналитических выражений.

Коэффициент дифференциального рассеяния, найденный по выражению (2.10) в соответствии с результатами моделирования, составил $\sigma_0=0,148$. При вычислениях использовались члены конечного ряда $\nu=1...30$. Величина того же коэффициента, определенного графическим методом равна 0,172. Расхождение результатов объясняется учетом конечного числа членов ряда в выражении (2.10).

Существует еще один путь определения коэффициента σ_0 [129]. Исходя из магнитной энергии, запасенной в магнитном поле коэффициент дифференциального рассеяния

$$\sigma_0 = \frac{W}{W_1} - 1, \quad (2.14)$$

где W - магнитная энергия поля, кривая распределения которого определяется по результатам численного моделирования;

W_1 - магнитная энергия поля основной гармонической.

Магнитная энергия поля рабочей гармоники

$$W_1 = \frac{V_{\delta}}{2 \cdot \mu_0} \left(\frac{B_{m1}}{\sqrt{2}} \right)^2, \quad (2.15)$$

где V_{δ} - объем воздушного зазора; B_{m1} - амплитуда основной гармонической индукции в воздушном зазоре.

Полная магнитная энергия

$$W = \frac{m_R}{4} L \cdot I_{m\approx} = \frac{1}{2} \int_{V_\delta} H(\alpha) \cdot B(\alpha) dV_\delta = \frac{l_\delta \cdot \delta}{2} \int_0^{2\pi} H(\alpha) \cdot B(\alpha) \frac{p_1 \tau_1}{\pi} d\alpha, \quad (2.16)$$

здесь L - полная индуктивность обмотки якоря возбудителя;

$I_{m\approx}$ - амплитудное значение переменной составляющей тока обмотки ротора.

В практических расчетах интеграл в выражении (2.16) можно заменить суммой

$$W = \frac{V_\delta}{2 \cdot \mu_0 \cdot z_R} \sum_{i=1}^{z_R} B_i^2, \quad (2.17)$$

где B_i - индукция над зубцами ротора.

Нахождение коэффициента дифференциального рассеяния по энергии магнитного поля в воздушном зазоре является более универсальным способом и может быть рекомендовано при оптимальном проектировании БЭГ. Однако, для анализа зависимости гармонического состава кривой индукции от различных факторов: величины воздушного зазора, насыщения стали, раскрытия пазов, нахождение σ_0 аналитическим методом является более предпочтительным, так как позволяет определить воздействие этих факторов на конкретные гармоники поля дифференциального рассеяния. Оба способа учитывают при расчете дифференциального рассеяния реальную геометрию магнитопроводов, степень насыщения, демпфирование высших гармонических обмотками статора.

При работе БЭГ в различных режимах (от холостого хода до короткого замыкания) существенно меняется степень насыщения сердечников, поэтому желательно выяснить влияние насыщения стальных участков магнитопровода на дифференциальное рассеяние в воздушном зазоре. При анализе поля дифференциального рассеяния в воздушном зазоре его принято разделять на две составляющие [103]:

- поясовое поле рассеяния, представляющее собой сумму пространственных гармонических поля воздушного зазора до подзубцового порядка, за исключением основной;

- поле рассеяния по коронкам зубцов, которое представляет собой сумму всех пространственных гармонических поля в воздушном зазоре, создаваемых обмоткой ротора, с порядками от подзубцового и выше. Причем порядок подзубцовой гармонической $\nu_{pz} = \frac{z_R}{2} - p$.

Эти две составляющие по-разному зависят от насыщения сердечника БЭГ. Поле поясового рассеяния практически не проникает в сердечник статора и его индукция обратно пропорциональна коэффициенту насыщения машины. Интенсивность поля рассеяния по коронкам зубцов сильно зависит от насыщения зубцовой зоны (коронки) и существенно падает с ростом насыщения. Проведем интегральную оценку влияния насыщения стали на дифференциальное рассеяние обмотки ротора в целом и отдельные его составляющие посредством решения полевой задачи при различных значениях тока обмотки и переменной магнитной проницаемости стали (в свойствах модели задана кривая $B = f(H)$).

Поясовое рассеяние найдем по обмоточным коэффициентам гармонических порядка $\nu=5,7$, а рассеяние по коронкам зубцов вычитанием поясового рассеяния из полного рассеяния воздушного зазора, рассчитанного по магнитной энергии.

$$\sigma_{0kz} = \sigma_0 - \sigma_{0п},$$

где $\sigma_{0п}$, σ_{0kz} - коэффициенты поясового дифференциального рассеяния и рассеяния по коронкам зубцов соответственно.

В таблице 2.8 приведены результаты определения обмоточных коэффициентов на конечно-элементной модели при условии, что сердечники статора и ротора выполнены из материала с нелинейной кривой намагничивания, значения фазных токов обмоток такие же, как в модели табл.2.7. На рис.2.18 показана картина магнитного поля якоря возбuditеля при различной степени насыщения сердечников.

Для наиболее выраженных зубцовых гармоник, имеющих порядок $\nu_z = \left(k \frac{z_R}{p_1} \pm 1 \right)$, расхождение между рассчитанными МКЭ и аналитическим методом значениями обмоточного коэффициента составляет не более 8%.

**Результаты моделирования магнитного поля с учетом
насыщения магнитопровода**

Таблица 2.8

Номер гармоники ν	Амплитуда ν -й гармони- ки индукции при $y = \tau_1, \text{Тл}$	Амплитуда ν -й гармони- ки индукции при $y = \frac{2}{9} \tau_1, \text{Тл}$	$k'_{ov\nu}$ модель поля	$k_{ov\nu}$ расчет по формуле	Расхождение $\left(\frac{k'_{ov\nu} - k_{ov\nu} }{k'_{ov\nu}} \right) 100\%$
1	2	3	4	5	6
1	0.563	0.192	0.342	0.342	0.0
5	0.121	0.118	0.975	0.985	1.0
7	0.089	0.058	0.654	0.643	1.7
11	0.063	0.039	0.626	-0.643	2.7
13	0.059	0.059	1.010	-0.985	2.5
17	0.104	0.036	0.344	-0.342	0.6
19	0.041	0.014	0.345	0.342	0.9
23	0.014	0.013	0.936	0.985	5.2
25	0.017	0.011	0.690	0.643	6.8
29	0.021	0.013	0.599	-0.643	7.4
31	0.024	0.025	1.045	-0.985	5.7
35	0.069	0.024	0.344	-0.342	0.6
37	0.053	0.018	0.342	0.342	0.0
53	0.046	0.016	0.343	-0.342	0.3
55	0.046	0.016	0.338	0.342	1.1
71	0.026	0.009	0.342	-0.342	0.0

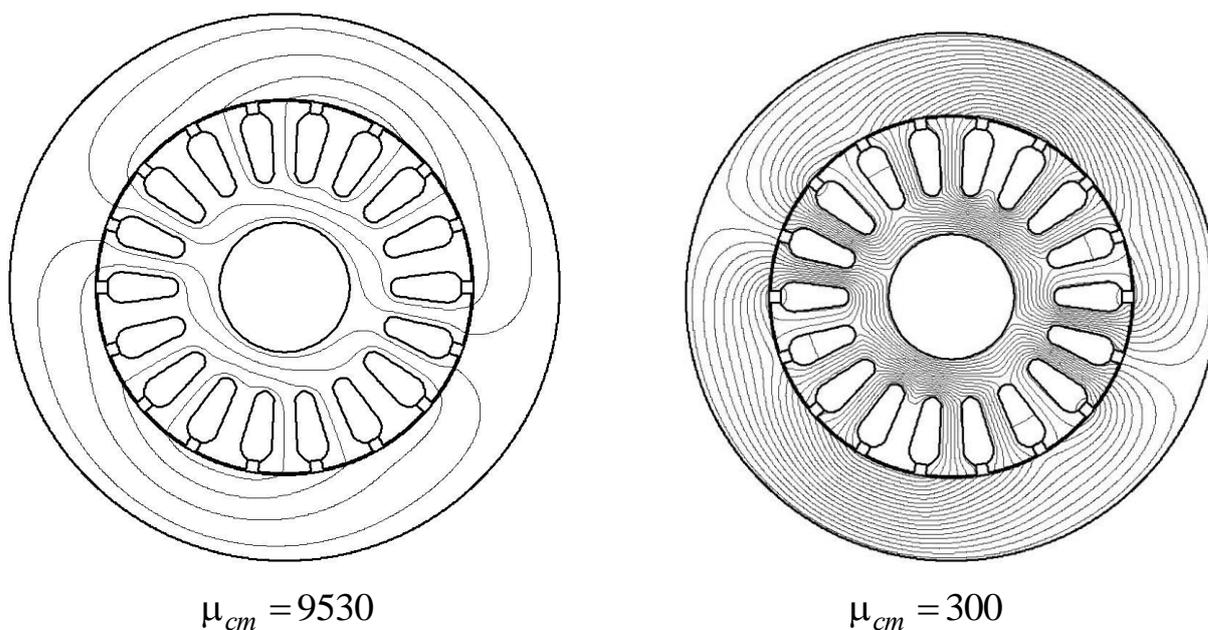


Рисунок 2.18 - Картина магнитного поля реакции якоря возбуждателя БЭГ

Для гармоник с меньшей амплитудой это разница может достигать больших величин. Для гармонического поясового рассеяния расхождение не превышает 3%.

На рис.2.19 приведены зависимости составляющих коэффициента дифференциального рассеяния от относительной магнитной проницаемости стали.

Из полученных при моделировании результатов следует:

- электрически совмещенные обмотки характеризуются существенной величиной рассеяния магнитного поля, в основном определяющегося дифференциальным рассеянием;

- мощность возбуждения БЭГ сильно зависит от рассеяния магнитного поля, что указывает на необходимость расчета коэффициента дифференциального рассеяния с учетом реальной геометрии и состояния магнитной системы;

- насыщение магнитопроводов оказывает существенное влияние на величину коэффициента дифференциального рассеяния по коронкам зубцов в области $\mu_{cm} = 1000$ и менее. Поясовое рассеяние практически не зависит от насыщения сердечников.

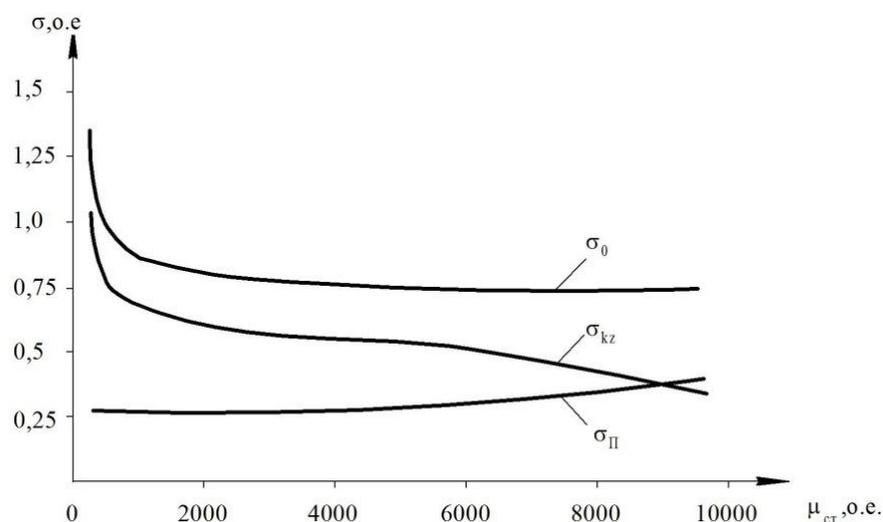


Рисунок 2.19 - Зависимость коэффициентов дифференциального рассеяния от насыщения стали

2.5. Выводы по второй главе

Предложенная концепция структурного анализа конструктивных типов роторов генераторов с интегрированным возбудителем, основанная на численно-аналитическом методе сравнения с использованием элементов гармонического анализа и численного моделирования магнитного поля с учетом реальной геометрии сердечника ротора и насыщения магнитопроводов машины позволяет сделать следующие выводы:

1. Гармонический состав магнитного поля реакции якоря возбудителя предпочтительнее при явнополюсной конструкции ротора, а коэффициент дифференциального рассеяния в поле возбудителя и, как следствие, индуктивность рассеяния меньше по сравнению с неявнополюсной конструкцией. Поэтому у БЭГ с явнополюсным ротором мощность возбуждения возбудителя и добавочные потери, обусловленные высшими гармоническими в зазоре, снижаются примерно в 1,5 раза относительно неявнополюсной конструкции.

2. Электрически совмещенные обмотки при числе фаз ротора 3 и 5 рекомендуется выполнять с укорочением на $\frac{7}{9}$ и $\frac{4}{5}$ в магнитном поле возбудителя соот-

ветственно. Такие обмотки характеризуются малым вылетом лобовых частей, что обеспечивает их надежное крепление на роторе, позволяют повысить линейную токовую нагрузку, МДС возбуждения, индукцию в зазоре генератора без увеличения средней плотности тока в междуполюсном окне ротора.

3. Первая гармоническая индукции магнитного поля возбуждения основного генератора при одинаковой МДС имеет большее значение у явнополюсной конструкции. В результате МДС возбуждения генератора увеличивается на 70% относительно неявнополюсной конструкции за счет увеличения линейной нагрузки ротора и качественного улучшения формы поля возбуждения основного генератора.

4. Электрически совмещенные обмотки характеризуются большим рассеянием магнитного поля в воздушном зазоре. Насыщение магнитопроводов оказывает существенное влияние на величину коэффициента дифференциального рассеяния по коронкам зубцов в области $\mu_{cm}=1000$ и менее. Поясовое рассеяние мало зависит от насыщения.

5. Ротор БЭГ следует выполнять явнополюсным с числом полюсов, равным числу полюсов основного генератора. Число фаз обмотки ротора для высокоскоростных генераторов должно выбираться минимальным ($m=3$). Магнитную систему следует проектировать умеренно насыщенной ($k_s \leq 1,4$) во избежание чрезмерного роста дифференциального рассеяния магнитного поля возбuditеля по коронкам зубцов.

3. МАГНИТНОЕ ПОЛЕ И ПАРАМЕТРЫ БЕСЩЕТОЧНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ГЕНЕРАТОРОВ

Разработка электрических генераторов малой и средней мощности нового поколения для автономных объектов требует новых подходов к процессам их проектирования. Применительно к бесщеточным генераторам ставится задача определения с повышенной точностью их параметров и эксплуатационных характеристик. Качество проекта должно быть таким, чтобы исключить длительный и затратный этап физического макетирования ЭМП, заменив его компьютерным моделированием.

Традиционные методы расчетов электромеханических преобразователей используют законы теории электрических и магнитных цепей. В результате эволюционного развития эти методы постоянно уточнялись и углублялись посредством введения дополнительных коэффициентов, табличных и графических зависимостей, учитывающих те или иные особенности расчета электрических машин отдельных типов. Результатом этого является достаточно удовлетворительная точность электромагнитного и теплового расчетов основных видов преобразователей и предсказания их характеристик.

Широкое использование в последние годы новых типов ЭМП, представляющих собой органичное соединение одной или нескольких электрических машин с одним или несколькими полупроводниковыми преобразователями в едином активном ядре, требует иных подходов к определению параметров и характеристик таких комплексов. Проведение быстрых и точных полевых расчетов в данных условиях имеет важное значение при решении задач оптимизации, расчете тепловых процессов и динамики системы. С учетом этого роль теоретических исследований и их практических приложений, связанных с возможностью численного расчета полевых задач, существенно возрастает.

Расчеты электромагнитных и тепловых полей могут проводиться аналитическими и численными методами. При использовании аналитических методов неиз-

вестная искомая функция представляется в виде явной зависимости от исходных данных. В результате этого появляется возможность непосредственной оценки влияния различных параметров на распределение и характеристики поля. Например, в электромеханике широкое распространение получили такие методы аналитического исследования как разделение переменных, зеркальных отображений, конформных преобразований, функций Римана и Грина. К достоинствам перечисленных методов следует отнести возможность получения аналитического решения в любой точке расчетной области. Наряду с этим им присущи и существенные недостатки, основные из которых: наличие существенных упрощающих допущений, громоздкость аналитических преобразований, наличие в выражении функционала многомерных интегралов, содержащих некоторые особенности в подинтегральных функциях, приводящие к неудовлетворительной сходимости расчетов. Следует также отметить, что аналитический расчет электромагнитного поля в областях со сложной геометрией, характерной для ЭМП, становится практически невозможным.

Поэтому в большинстве случаев при расчете ЭМП используются численные методы, которые проще в реализации, значительно расширяют область решаемых задач, реализуются программно. Однако, все численные методы имеют существенный недостаток. При их использовании приходится выполнять расчет для каждого набора значений параметров, оказывающих влияние на распределение поля и его характеристики. Поэтому оценка влияния значений параметров на поле может быть получена только в результате проведения численного эксперимента при реализации большого числа вариантов расчета.

Применение любого численного метода подразумевает реализацию следующих этапов:

- выбор способа аппроксимации решения заменой искомой функции сеточной, определенной только в узлах сетки;
- замена краевой задачи некоей математической моделью (интегральным уравнением, вариационным функционалом, системой дифференциальных или алгебраических уравнений);

- сведение полученных соотношений к системе линейных алгебраических уравнений на основе численного дифференцирования, интегрирования, разложения в ряд и т.д.;

- решение системы линейных алгебраических уравнений.

Таким образом, численные методы требуют больших вычислительных затрат, а результатом их реализации является дискретный спектр значений, совокупность которых есть приближенное решение задачи.

С целью сокращения затрат на решение часто трехмерную $3D$ модель ЭМП заменяют двухмерной $2D$, описывающей поперечное сечение машины. Для бесщелевых электрических генераторов, имеющих большую относительную длину $\lambda = \frac{l_\delta}{D}$, такое упрощение является оправданным, поскольку основной процесс преобразования энергии происходит в зазоре между статором и ротором. При этом можно полагать, что распределение поля в поперечном сечении одинаково для различной координаты по оси X (рис.3.1).

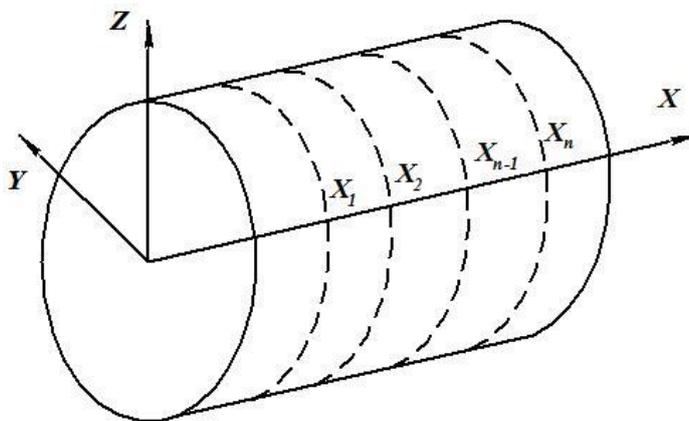


Рисунок 3.1 - Эскиз ротора

Замена $3D$ задачи на $2D$ актуальна для высокоскоростных генераторов, как с интегрированным электромагнитным так и с магнитоэлектрическим возбуждением. Такие машины выполняются с $\lambda \geq 1$ с целью уменьшения центробежных уси-

лий, действующих на вращающуюся часть преобразователя (обмотку, вращающийся выпрямитель, постоянные магниты).

Для низкоскоростных ЭМП, например магнитоэлектрических ветрогенераторов прямого привода, такое упрощение является, как правило, недопустимым, так как неучет краевых эффектов на торцах активной части приводит к недопустимо большим погрешностям при расчете. В этом случае необходимо находить пространственное распределение поля на *3D* модели генератора.

Сложность определения реальной картины магнитного поля в бесконтактных электрических генераторах обусловлена следующими факторами:

- сердечники статора и ротора имеют зубчатое строение, что обуславливает периодическое изменение потокосцеплений при их взаимном перемещении;
- ферромагнитные материалы (электротехническая сталь, постоянные магниты) характеризуются гистерезисом, анизотропией магнитных свойств, нелинейной зависимостью параметров от температуры и частоты перемагничивания;
- в машинах совмещенного типа магнитная система перемагничивается несколькими полями, перемещающимися друг относительно друга с различной частотой.

Все эти факторы делают задачу определения магнитного поля и параметров генератора весьма сложной и требуют применения элементов классической электродинамики и математической физики.

3.1. Уравнения электромагнитного поля и граничные условия

Классическая электродинамика Максвелла оперирует электромагнитными явлениями в макроскопическом масштабе, характеризуемыми усредненными значениями электрических и магнитных величин. Электромагнитные явления в макроскопической теории классифицируются следующим образом: электростатическое и магнитостатическое поля, стационарное электромагнитное поле, быстропеременное электромагнитное поле.

Стационарное электромагнитное поле БЭГ обусловлено неизменяющимися во времени (постоянными) электрическими токами его обмоток и характеризуется

постоянством описывающих его величин во времени. Анализ поля будем проводить при следующих общепринятых допущениях [22,67]:

1. ЭДС электромагнитной индукции неизмеримо больше:
 - а) контактных ЭДС, возникающих в пограничном слое между соприкасающимися проводниками различного химического состава;
 - б) ЭДС Томпсона, появляющейся в проводнике при наличии градиента температуры;
 - в) ЭДС Холла, образующейся в проводнике с током, помещенном в магнитное поле;
 - г) ЭДС Толмена, появляющейся при ускорении или торможении проводящего элемента среды или при его вращении из-за центробежного ускорения.
2. Токи проводимости в проводниках неизмеримо больше:
 - а) токов проводимости в диэлектриках;
 - б) конвекционных токов, возникающих при движении зарядов вместе со средой.
3. Пренебрежимо малы токи смещения и запаздывание в распространении электромагнитных волн в пределах области поля, что позволяет считать электромагнитное поле квазистационарным.
4. Линейная скорость подвижных частей весьма мала по сравнению со скоростью распространения электромагнитного поля.
5. Влияние механических напряжений на магнитные проницаемость μ , проводимость λ размеры сред пренебрежимо мало.
6. Параметры и размеры сред не зависят от температуры.

Область существования магнитного поля БЭГ согласно [67] разделяется на две подобласти. Первая – неподвижный статор с частью немагнитного зазора, примыкающего к нему (область 1), вторая – вращающийся ротор с частью зазора (область 2). Такое разделение показано на рис.3.2.

Уравнения поверхностей, ограничивающих среды существования поля в статоре удобно записать в цилиндрической системе координат α_1, r_1, z_1 , непо-

движной в пространстве. Уравнения поверхностей, ограничивающих поле в области ротора – во вращающейся вместе с ним системе координат α_2, r_2, z_2 .

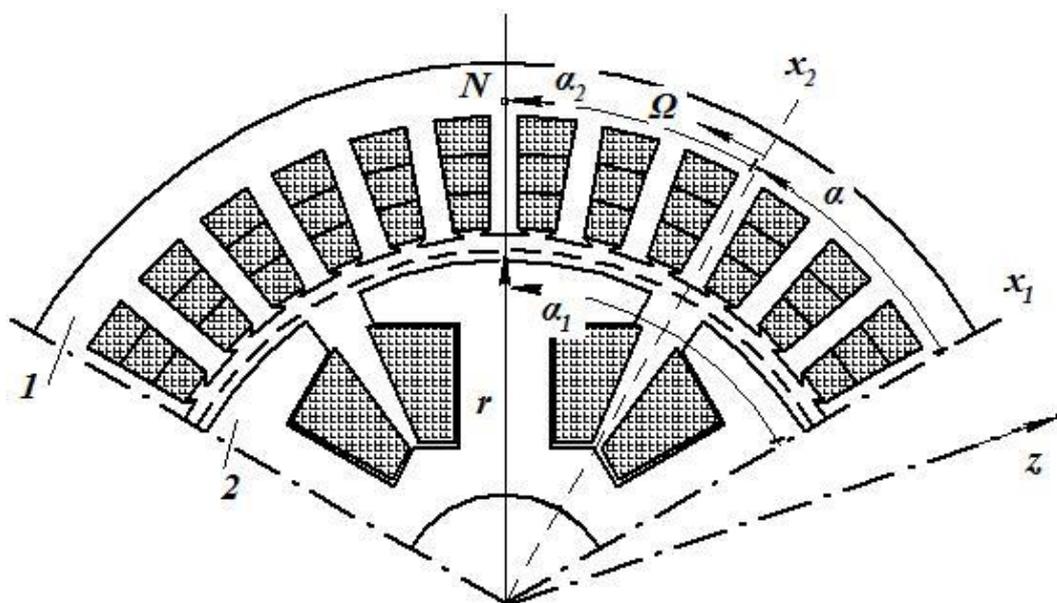


Рисунок 3.2 - Область магнитного поля БЭГ

Учитывая, согласно принятым допущениям постоянство размеров сред в обеих областях и полагая для момента времени $t=0$ совпадение плоскостей $\alpha_1 = 0$ и $\alpha_2 = 0$, координаты некоей точки N в неподвижной системе отсчета 1 можно записать через координаты подвижной системы отсчета следующим образом

$$\begin{aligned} \alpha_2 &= \alpha_1 - \alpha \\ r_2 &= r_1 = r \\ z_2 &= z_1 = z \end{aligned} \quad (3.1)$$

где α - угол положения ротора, угол между плоскостью $\alpha_1 = 0$ на статоре и плоскостью $\alpha_2 = 0$, закрепленной на роторе.

В случае заданной скорости вращения ротора Ω этот угол находится из уравнения

$$\alpha = \alpha_0 + \int_0^t \Omega dt. \quad (3.2)$$

Для сохранения форм поверхностей, ограничивающих вращающуюся и неподвижную среды, границу раздела сред проводим в виде цилиндрической поверхности $r = f(z)$ с осью по оси z на середине немагнитного зазора.

Согласно принятым допущениям об отсутствии токов смещения, конвекции и токов проводимости в диэлектрике (немагнитном зазоре) справедливо положить, что часть зазора, разделенная границей и примыкающая к статору неподвижна, а часть, примыкающая к ротору, вращается вместе с ним с угловой скоростью Ω .

Система уравнений электромагнитного поля для неподвижной части БЭГ в системе координат, жестко связанной со статором, запишется в следующем виде

$$\operatorname{rot} \bar{H}_1 = \bar{j}_1; \operatorname{rot} \bar{E}_1 = -\frac{\partial \bar{B}_1}{\partial t}; \quad (3.3)$$

$$\operatorname{div} \bar{B}_1 = 0; \operatorname{div} \bar{j}_1 = 0.$$

Аналогично выглядит система уравнений для вращающейся части в системе координат, неподвижной относительно ротора.

$$\operatorname{rot} \bar{H}_2 = \bar{j}_2; \operatorname{rot} \bar{E}_2 = -\frac{\partial \bar{B}_2}{\partial t}; \quad (3.4)$$

$$\operatorname{div} \bar{B}_2 = 0; \operatorname{div} \bar{j}_2 = 0.$$

Данные уравнения следует дополнить материальными уравнениями связи

$$\bar{B}_1 = f(\bar{H}_1); \bar{j}_1 = f(\bar{E}_1); \quad (3.5)$$

$$\bar{B}_2 = f(\bar{H}_2); \bar{j}_2 = f(\bar{E}_2).$$

Последние уравнения, входящие в систему (3.5) записаны в общем виде. Для различных сред, существующих в области поля, они имеют частную форму, что будет показано далее.

В системах уравнений (3.3, 3.4) необходимо добавить условия существования векторов поля \bar{B} и \bar{H} на границе раздела неподвижной и вращающейся областей. Они формулируются следующим образом

$$\bar{B}_1 = \bar{B}_2; \bar{H}_1 = \bar{H}_2. \quad (3.6)$$

Векторы индукции и напряженности магнитного поля определяются по геометрической сумме их проекций на соответствующие оси цилиндрической системы координат.

$$\begin{aligned}\bar{B}_1 &= r_0 \cdot B_{r1} + \alpha_{01} \cdot B_{\alpha1} + z_0 \cdot B_{z1}; \bar{B}_2 = r_0 \cdot B_{r2} + \alpha_{02} \cdot B_{\alpha2} + z_0 \cdot B_{z2}; \\ \bar{H}_1 &= r_0 \cdot H_{r1} + \alpha_{01} \cdot H_{\alpha1} + z_0 \cdot H_{z1}; \bar{H}_2 = r_0 \cdot H_{r2} + \alpha_{02} \cdot H_{\alpha2} + z_0 \cdot H_{z2};\end{aligned}\quad (3.7)$$

где $r_0, z_0, \alpha_{01}, \alpha_{02}$ - единичные векторы по соответствующим осям координат (орты).

$$r_0 = (1,0,0); z_0 = (0,0,1); \alpha_{01}, \alpha_{02} = \left(0, \frac{1}{r}, 0\right).\quad (3.8)$$

В общем случае, электромагнитное поле внутри БЭГ сосредоточено как внутри объема занятого обмотками и магнитопроводами, так и вне этого объема и является трехмерным. При протекании по обмоткам периодически изменяющихся во времени токов векторы поля, входящие в уравнения (3.3-3.5), являются функциями времени. Поэтому, например проекции вектора магнитной индукции на оси неподвижной и вращающейся систем координат:

$$\begin{aligned}B_{r1} &= B_{r1}(r, \alpha_1, z, t); B_{\alpha1} = B_{\alpha1}(r, \alpha_1, z, t); B_{z1} = B_{z1}(r, \alpha_1, z, t); \\ B_{r2} &= B_{r2}(r, \alpha_2, z, t); B_{\alpha2} = B_{\alpha2}(r, \alpha_2, z, t); B_z = B_z(r, \alpha_2, z, t);\end{aligned}\quad (3.9)$$

Векторные операции вихря и стока в цилиндрической системе координат могут быть выражены через проекции векторов поля в следующем виде

$$\operatorname{div} \bar{B}_1 = \frac{1}{r} \cdot \left(\frac{\partial r \cdot B_{r1}}{\partial r} + \frac{\partial B_{\alpha1}}{\partial \alpha_1} \right) + \frac{\partial B_{z1}}{\partial z} = 0;\quad (3.10)$$

$$\operatorname{rot} \bar{H}_1 = \frac{1}{r} \cdot \left(\frac{\partial H_{z1}}{\partial \alpha_1} - \frac{\partial r \cdot H_{\alpha1}}{\partial z} \right) + \left(\frac{\partial H_{r1}}{\partial z} - \frac{\partial H_{z1}}{\partial r} \right) + \frac{1}{r} \cdot \left(\frac{\partial r \cdot H_{\alpha1}}{\partial r} - \frac{\partial H_{r1}}{\partial \alpha_1} \right) = j_{r1} + j_{\alpha1} + j_{z1}.$$

Для решения системы уравнений электромагнитного поля ее необходимо дополнить уравнениями движения ротора, из которых можно определить угловую скорость вращения. Система уравнений движения ротора БЭГ имеет вид:

$$M_B = M_{ЭМ} + J \cdot \frac{d\Omega}{dt};$$

$$\Omega = \Omega_0 + \int_0^t \left(\frac{d\Omega}{dt} \right) dt; \quad (3.11)$$

$$\alpha = \alpha_0 + \int_0^t \Omega dt \pm 2\pi k,$$

где M_B - приводной момент внешнего движителя; $M_{ЭМ}$ - электромагнитный момент генератора; J - момент инерции вращающихся масс; $k = 0, 1, 2, \dots$ - целое число; Ω - угловая частота вращения ротора; α - угол поворота ротора.

Для определения электромагнитного момента, приложенного к ротору БЭГ, необходимо вращающуюся область 2 отделить поверхностью S от неподвижной области 1 во всем объеме существования поля таким образом, чтобы эта поверхность не касалась ферромагнитных сред. Сила магнитного тяжения, действующая на элементарную площадь dS , внешняя нормаль к которой направлена по орту r_0 , связана с векторами поля уравнением

$$\bar{F}_T = \mu_0 \left(H_r \cdot \bar{H} - \frac{1}{2} r \cdot \bar{H}^2 \right), \quad (3.12)$$

где μ_0 - абсолютная магнитная проницаемость диэлектрика, в теле которого проведена поверхность S , близкая к абсолютной магнитной проницаемости вакуума.

Векторы поля и силу в выражении (3.12) удобно выразить в системе отсчета, связанной с ротором.

Электромагнитный момент, приложенный к ротору

$$M_{ЭМ} = M_Z = z_0 \int_S (r \cdot \bar{F}_T) dS, \quad (3.13)$$

где r - радиус вектор элемента dS .

Для цилиндрических участков поверхности составляющая силы тяжения по орту α

$$F_{T\alpha} = \alpha_{02} \cdot \bar{F}_T = \mu_0 \left(H_r \cdot \alpha_{02} \cdot \bar{H} - \frac{1}{2} r \cdot \alpha_{02} \cdot \bar{H}^2 \right) = B_r \cdot H_\alpha. \quad (3.14)$$

Момент, действующий на цилиндрический участок поверхности

$$M_{\mathcal{E}M\mathcal{U}} = \int_{S_{\mathcal{U}}} r \cdot F_{T\alpha} dS = r \int_{S_{\mathcal{U}}} B_r \cdot H_\alpha dS. \quad (3.15)$$

На торцевых участках поверхности S , образованных плоскостями, перпендикулярными оси Z , составляющая силы тяжения по орту α_{02}

$$F_{T\alpha} = \alpha_{02} \cdot \bar{F}_T = \mu_0 \left(H_r \cdot \alpha_{02} \cdot \bar{H} - \frac{1}{2} z_0 \cdot \alpha_{02} \cdot \bar{H}^2 \right) = B_z \cdot H_\alpha. \quad (3.16)$$

Момент, действующий на торцевой участок поверхности S

$$M_{\mathcal{E}MT} = \int_{S_T} r \cdot F_{T\alpha} dS = r \int_{S_T} B_z \cdot H_\alpha dS. \quad (3.17)$$

В радиально возбуждаемых генераторах вращательного движения момент, действующий на цилиндрические участки поверхности, во много раз превосходит момент, создаваемый торцами. Поэтому для определения электромагнитного момента БЭГ справедливо выражение (3.15).

В общем случае электромагнитное поле в ЭМП существует в нескольких, весьма отличающихся по физическим свойствам средах. Электромагнитные взаимодействия зависят от свойств среды. Свойства среды характеризуются тремя электродинамическими (макроскопическими) параметрами: ϵ_a - диэлектрическая проницаемость, μ_a - магнитная проницаемость, σ - удельная электрическая проводимость. Среда принято разделять на однородные и неоднородные, линейные и нелинейные, изотропные и анизотропные. Для каждого вида среды материальные уравнения (3.5) имеют свое содержание.

Электродинамические параметры большинства сред в обычных условиях - скалярные и постоянные величины. При этом соответствующие пары векторов коллинеарные, а их модули связаны линейной зависимостью. При возрастании напряженности поля линейная зависимость нарушается, параметры среды изменяются при изменении напряженности поля, среда становится нелинейной. В анизотропных средах соотношения между парами векторов зависят от их ориентации.

В общем случае эти векторы непараллельные. Для описания свойств анизотропных сред применяют несимметричные тензоры $\|\epsilon_a\|, \|\mu_a\|, \|\sigma\|$.

Как правило, нелинейность или анизотропия проявляется лишь в одном из материальных соотношений. Соответственно различают нелинейные диэлектрики, анизотропные магнетики и т.п. Но в ЭМП присутствуют среды, характеризующиеся одновременно и нелинейностью и анизотропией.

В ЭМП основными видами сред, формирующими и содержащими поле, являются:

1. Диэлектрики (воздух, газы, изоляция, конструктивные элементы). Данный тип среды относится к однородной, линейной, изотропной. В этом случае уравнения связи имеют наиболее простой вид

$$\bar{B} = \mu_0 \mu \cdot \bar{H} = \mu_0 (1 + \chi_m) \cdot \bar{H}; \quad \bar{j} = 0, \quad (3.18)$$

где μ - относительная магнитная проницаемость диэлектрика; χ_m - магнитная восприимчивость.

2. Проводниковые материалы (обмотки, вентили, контактные кольца и т.д.). Их относят также к однородным, линейным, изотропным средам. В хорошем приближении связь между напряженностью и плотностью тока выражается в виде

$$\bar{B} = \mu_0 \mu \cdot \bar{H} = \mu_0 (1 + \chi_m) \cdot \bar{H}; \quad \bar{j} = \sigma \cdot \bar{E}. \quad (3.19)$$

3. Ферромагнетики (магнитопроводы, корпус, подшипники и т.д.). Так как данный вид среды характеризуется в общем случае нелинейностью и анизотропией свойств, для нее материальные уравнения имеют наиболее сложную форму. При исследовании электромагнитных процессов в ЭМП магнитную вязкость ферромагнетиков не учитывают. Полагаем, что индукция \bar{B} в точке ферромагнитной среды зависит только от истории изменения напряженности \bar{H} в этой точке, начальной намагниченности \bar{I}_0 и ориентации вектора \bar{H} относительно осей анизотропии.

$$\bar{I}_0 = \frac{\bar{B}_0}{\mu_0} - \bar{H}_0, \quad (3.20)$$

где $\bar{I}_0, \bar{B}_0, \bar{H}_0$ - значения векторов при начальных условиях.

При известной истории изменения векторов \bar{H} и \bar{B} (гистерезисе) компоненты магнитной индукции в изотропном ферромагнетике выражаются однозначно через компоненты напряженности поля и диагональный тензор магнитной проницаемости

$$\|B_i\| = \|\mu_{i,k}\| \cdot \|H_k\|, \quad (3.21)$$

где $i, k = 1, 2, 3 \dots$;

$$\|\mu_{i,k}\| = \begin{bmatrix} \mu_{r,r} & 0 & 0 \\ 0 & \mu_{\alpha,\alpha} & 0 \\ 0 & 0 & \mu_{z,z} \end{bmatrix}. \quad (3.22)$$

Диагональные компоненты тензора (3.22) есть однозначные функции истории изменения вектора напряженности \bar{H} в элементарном объеме и начальной намагниченности \bar{I}_0 этого объема

$$\mu_{i,k} = \mu_{i,k}(H_r, H_\alpha, H_z, I_{0r}, I_{0\alpha}, I_{0z}) \quad (3.23)$$

Семейство нелинейных зависимостей (3.23), определяющих компоненты тензора $\|\mu_{i,k}\|$ для данного ферромагнетика, может быть получено посредством математического описания этих зависимостей или, в случае невозможности, либо чрезмерной трудности такого описания, определено экспериментальным способом и представлено в виде графических, табличных, аналитических зависимостей.

При анизотропии магнитных свойств в нелинейном ферромагнетике компоненты тензора (3.22) зависят от истории изменения вектора \bar{H} по отношению к осям анизотропии и направления вектора \bar{I}_0 по отношению к этим осям. При определении тензора $\|\mu_{i,k}\|$ по (3.23) полагаем, что компоненты векторов \bar{H} и \bar{B} выражаются в системе координат, оси которой совпадают с осями анизотропии. В этом случае компоненты тензора $\|\mu_{i,k}\|$ будут связаны с компонентами \bar{H} и \bar{I}_0 зависимостями вида (3.23) в которых отражена анизотропия магнитных свойств ферромагнетика.

При пренебрежении гистерезисом и анизотропией магнитных свойств векторы \bar{H} и \bar{B} совпадают по направлению, и магнитная проницаемость становится скаляром, зависящим только от величины напряженности $\mu = \mu(H)$.

При анизотропии электропроводности, довольно часто наблюдающейся в шихтованных и массивных ферромагнетиках, компоненты плотности тока \bar{j} связываем с компонентами напряженности электрического поля \bar{E} с помощью тензора электропроводности $\|\sigma_{i,k}\|$

$$\|j_i\| = \|\sigma_{i,k}\| \cdot \|E_k\|. \quad (3.24)$$

Составляющие плотности тока \bar{j} являются линейными функциями составляющих напряженности \bar{E} . Для ферромагнетиков с прямолинейной анизотропией (электротехническая сталь) тензор $\|\sigma_{i,k}\|$ удобно выражать в декартовой системе координат. При этом при совпадении осей прямоугольной системы с осями анизотропии электропроводность выражается диагональным тензором, неизменным по всему объему среды.

$$\|\sigma_{i,k}\| = \begin{bmatrix} \sigma_{x,x} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{y,y} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{z,z} \end{bmatrix}. \quad (3.25)$$

Посредством тензоров $\|\mu_{i,k}\|$ и $\|\sigma_{i,k}\|$ формируются материальные уравнения между компонентами векторов поля в цилиндрической системе координат

$$\|B_i\| = \|\mu_{i,k}\| \cdot \|H_k\|; \|j_i\| = \|\sigma_{i,k}\| \cdot \|E_k\|, \quad (3.26)$$

где $i, k = r, \alpha, z$.

При решении задачи распределения поля эти уравнения решаются совместно с уравнениями для вихрей векторов \bar{H} и \bar{E}

$$\text{rot } \bar{H} = \bar{j}; \text{rot } \bar{E} = -\frac{\partial \bar{B}}{\partial t}. \quad (3.27)$$

Следует учесть, что и уравнения связи и уравнения для вихрей должны быть записаны в системе координат, неподвижной относительно к средам областей 1 и 2. Уравнения электромагнитного поля, сформулированные для всех сред области

существования поля, будут определены после задания граничных условий на поверхностях, разделяющих среды и начальных условий для любых точек сред. В ЭМП граничные условия принято разделять на внутренние и внешние.

Первые относятся к поверхностям, отделяющим одну из сред от других внутри области существования поля

$$f_{i,k}(\alpha, r, z) = 0, \quad (3.28)$$

где i, k – индексы сред.

Вторые – задаются на поверхности, отделяющей среду, область поля от внешнего пространства

$$f_{i,\infty}(\alpha, r, z) = 0. \quad (3.29)$$

Установившиеся и переходные режимы работы БЭГ определяются воздействием внешних факторов, например наброс нагрузки, изменение частоты вращения привода, регулирование тока возбуждения и т.д. При этом изменяются внешние граничные условия на различных поверхностях сопряжения: внешние электрические цепи – выводы БЭГ; валы привода и БЭГ в месте сопряжения. Так, например, при регулировании напряжения БЭГ по цепи возбуждения электромагнитный процесс определяется заданием нового граничного условия (нового значения напряжения) на зажимах обмотки возбуждения возбуждателя.

Практически все внутренние граничные условия остаются неизменными во всех установившихся и переходных режимах работы БЭГ, за исключением аварийных. Это же утверждение справедливо и по отношению к внешним граничным условиям на поверхностях, не имеющих связи с внешней электрической цепью. Такие граничные условия, а также форма и размеры поверхностей, где они имеют место, зависят от конструктивных особенностей БЭГ и определяют их индивидуальные свойства в различных режимах работы. Назовем их пассивными.

Внешние граничные условия на поверхностях сопряжения: выводов БЭГ с внешней электрической цепью; валов привода и генератора, посредством которых задаются установившиеся и переходные режимы работы, а также внутренние гра-

ничные условия, возникающие в связи с повреждениями внутри БЭГ, назовем активными.

К переходному процессу, при котором одно из внутренних граничных условий становится активным можно отнести пробой вентиля одного из выпрямителей. Возникновение этого процесса определяется тем, что вместо пассивных граничных условий для электрического поля на выводах вентиля

$$E_{an} = 0; E_{kn} = 0$$

при отсутствии положительной полуволны переменного напряжения, внезапно появляются условия

$$E_{at} = E_{kt}; \sigma_a \cdot E_{an} = \sigma_k \cdot E_{kn},$$

на поверхности, где произошел электрический пробой вентиля (анод-катод).

Граничные условия для векторов магнитного поля на поверхностях раздела сред внутри области поля неизменны для всех возможных сочетаний сред

$$B_{in} = B_{kn}; H_{it} = H_{kt}. \quad (3.30)$$

Эти условия являются пассивными.

Граничные условия для векторов электрического поля определяются свойствами сопрягаемых сред и контактного сопротивления между ними. Условия для ферромагнетиков и проводников на границе с диэлектриком

$$E_{i,n} = 0 \text{ или } j_{i,n} = 0 \quad (3.31)$$

Условия для электрического поля на поверхности, ограничивающей проводник i от проводника k , при бесконечно малом контактном сопротивлении

$$E_{it} = E_{kt}; j_{in} = j_{kn}. \quad (3.32)$$

Если элемент поверхности раздела сред обладает конечным контактным сопротивлением ρ , вместо условий (3.32) справедливы условия

$$\varphi_i = j_n \cdot \rho + \varphi_k; j_n = j_{in} = j_{kn}, \quad (3.33)$$

где φ_i , φ_k - потенциалы электрического поля контактирующих сред в рассматриваемой точке поверхности раздела.

Условия (3.32), (3.33) справедливы при сопряжении анизотропных и нелинейных сред, в частности для сопряжения ферромагнетика с проводником или с другим ферромагнетиком.

Материальные уравнения, связывающие векторы поля на поверхности, отделяющей соседние области, являются внутренними граничными условиями. Эти уравнения связи между векторами поля, выраженными в неподвижной и вращающейся системах координат, записываются для поверхности раздела $r = f(z)$ между вращающейся (2) и неподвижной (1) областями (рис.3.2). Наиболее простой вид эти уравнения имеют для участка поверхности раздела, расположенного в диэлектрике. Материальное уравнение на этом участке записывается только для индукции магнитного поля.

$$\bar{B}_1(\alpha_1, r, z, t) = \bar{B}_2(\alpha_2, r, z, t), \quad (3.34)$$

где $\alpha_2 = \alpha_1 - \alpha$; $r = f(z)$.

Угол положения ротора α , входящий в уравнения электромагнитного поля и движения ротора, определяется при совместном решении систем уравнений поля и движения.

При соизмеримых размерах БЭГ l и внешней электрической цепи L (рис.3.3) и существенном взаимном влиянии полей БЭГ и внешней цепи друг на друга эти поля следует рассматривать совместно.

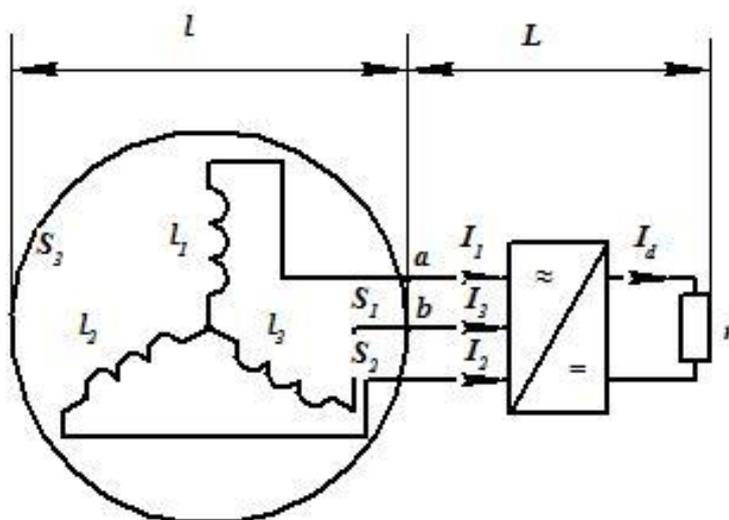


Рисунок 3.3 - Условия на границе области поля БЭГ и внешней цепи.

На рисунке показаны статорные (неподвижные) обмотки основного генератора совместно с электрической цепью (силовой выпрямитель и нагрузка), связанной с этой обмоткой.

Включение внешних электрических цепей в область поля машины приводит к существенному усложнению задачи, поэтому при достаточно малом взаимном влиянии поле БЭГ может рассматриваться независимо от поля внешней цепи. Такое рассмотрение возможно при предположении с заданной степенью приближения о плоскопараллельном характере поля БЭГ.

В этом случае внешние граничные условия для всей области поля являются пассивными и для электрической составляющей на внешних поверхностях проводящих сред

$$E_{in} = 0. \quad (3.35)$$

Магнитная составляющая поля распространяется за пределы объема БЭГ и присоединенных к нему электрических цепей. Внешним условием для магнитного поля является условие

$$\bar{H} = 0 \text{ при } R \rightarrow \infty, \quad (3.36)$$

где R – расстояние от генератора или внешней цепи.

Ввиду экранирующего действия конструктивных оболочек БЭГ магнитное поле можно не учитывать на более близких расстояниях от машины, в большинстве случаев за пределами внешних поверхностей экранирующих частей. Поэтому электромагнитное поле соизмеримых по размерам БЭГ и внешних цепей можно считать квазистационарным для всех процессов, кроме волновых.

Рассматривая контур S_1 , опирающийся на обмотки l_1 и l_3 (рис.3.3), можно сформулировать активное граничное условие при независимом рассмотрении поля БЭГ от поля внешней цепи

$$u_{ab} = \int_{al_1l_3b} E_l dl + \frac{\partial}{\partial t} \int_{S_1} B_n ds, \quad (3.37)$$

где $u_{ab} = \int_{ab} E_l dl$.

В выражении (3.37) первое слагаемое – циркуляция вектора напряженности электрического поля вдоль контура, образованного обмотками l_1 и l_3 ; второе слагаемое – ЭДС, индуцируемая в контуре, опирающемся на поверхность S_1 ; u_{ab} – линейное напряжение на выводах БЭГ, эквивалентное циркуляции вектора \bar{E} вдоль контура между точками a и b .

Контур применительно к БЭГ может быть образован катушками обмотки якоря генератора и обмотки возбуждения возбудителя, расположенными в неподвижной области 1 (статор) и катушками обмотки ротора, находящимися в подвижной области 2. Рассматривая векторы поля в каждой из областей в неподвижной по отношению к конкретной области системе отсчета, следует представить интеграл $\int_{l_i} E_l dl$ в выражении (3.37) в виде суммы интегралов, найденных для участков контура в неподвижной и вращающейся областях поля

$$\int_{l_i} E_l dl = \int_{l_i^1} E_l dl + \int_{l_i^2} E_l dl + \dots, \quad (3.38)$$

где l_i^k – линия контура i , расположенная в области k .

Линии l_i^1 замыкаются неизменно по одним и тем же точкам неподвижной поверхности 1. Положение линий контуров в подвижной области 2 непрерывно изменяется в зависимости от положения ротора. Если контур i пересекает поверхности раздела сред, обладающих конечным контактным сопротивлением ρ , например полупроводникового вентиля в цепи обмотки ротора, то в правую часть уравнения (3.38) следует добавить сумму $\sum i_n \cdot \rho$, распространенную на все поверхности, пронизываемые контуром.

Аналогично член $\frac{\partial}{\partial t} \int_{S_i} B_n ds$ в правой части (3.37) может быть представлен в

виде суммы производных магнитных потоков, сцепленных с контуром в каждой из областей

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{S_i} B_n ds = \frac{\partial}{\partial t} \int_{S_i^1} B_1 ds + \frac{\partial}{\partial t} \int_{S_i^2} B_2 ds + \dots, \quad (3.39)$$

где S_i^k - часть поверхности S_i , опирающаяся на контур i и расположенная в пределах области k .

В случае, когда проводник, образующий в данное мгновение контур i в области k неподвижен по отношению к собственной системе отсчета области

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{S_i^k} B_k ds = \int_{S_i^k} \left(\frac{\partial B_k}{\partial t} \right) dS. \quad (3.40)$$

Если элемент проводника, образующий контур i в области k перемещается со скоростью v по отношению к системе отсчета k (например, при коммутации вентилей выпрямителя в роторе это перемещение происходит «мгновенно» при смене проводящих фаз обмотки), то

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_{S_i^k} B_k ds = \int_{S_i^k} \left(\frac{\partial B_k}{\partial t} \right) dS - \int_{l_i^k} (v \cdot B_k) dl. \quad (3.41)$$

Математическая модель электромагнитного поля, включающая уравнения (3.3-3.41), с учетом изложенных допущений при определенных размерах и заданных начальных значениях переменных, определяющих поле и движение ротора, исчерпывающе описывает электромагнитные и электромеханические процессы в БЭГ в установившихся и переходных режимах работы.

3.2. Численное моделирование магнитного поля

Полученные выше уравнения электромагнитного поля могут быть решены, как было показано выше, либо аналитически, либо численно. Аналитические методы расчета поля достаточно полно описаны в широком спектре научной литературы по теории поля [21,33,116,118,119,160]. Достоинством аналитических методов является то, что по конечной формуле можно получить числовой результат для любого сочетания переменных. Кроме этого по аналитическому выражению можно проанализировать связь между любой переменной и конечным результатом. К недостаткам следует отнести: возможность получения аналитических выражений только для небольшого числа простых случаев, описывающих частные задачи; конечные формулы получаются столь сложными,

что их приходится обрабатывать на ЭВМ и получать результат решения в виде параметрических зависимостей. В настоящее время считается, что возможности аналитических методов для решения полевых задач в ЭМП со сложной архитектурой практически исчерпаны.

Возможности компьютерной техники позволяют при моделировании физических полей использовать разнообразные численные методы решения задач, описываемых дифференциальными уравнениями в частных производных.

Так, для расчета электромагнитных и тепловых полей применяются: метод конечных разностей (МКР), методы, основанные на интегральных уравнениях, метод конечных элементов (МКЭ).

Метод конечных разностей (метод сеток) [22,33,105,116]. Для расчета данным методом пространство существования поля разбивается сеткой на достаточно большое число ячеек. Обычно ячейки выбираются в виде квадратов. Значения скалярного магнитного потенциала φ_m , например в задаче расчета безвихревого магнитного поля в однородной среде, во всех точках границы области считаются известным. Задача заключается в нахождении значения потенциала для всех точек узлов сетки внутри области поля. Для каждой из этих точек справедливо уравнение Лапласа в прямоугольной системе координат

$$\frac{\partial^2 \varphi_m}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \varphi_m}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varphi_m}{\partial z^2} = 0. \quad (3.42)$$

С помощью известных преобразований вторые производные в (3.42) заменяются конечными разностями, а затем значениями функции в соседних точках сетки. После определения потенциалов напряженность магнитного поля в любой точке (в том числе и на границе) рассчитывается по формуле

$$\vec{H} = -grad \varphi_m = -\left(\left(\frac{\partial \varphi_m}{\partial x} \right) \cdot \vec{i} + \left(\frac{\partial \varphi_m}{\partial y} \right) \cdot \vec{j} + \left(\frac{\partial \varphi_m}{\partial z} \right) \cdot \vec{k} \right), \quad (3.43)$$

где $\vec{i}, \vec{j}, \vec{k}$ - единичные векторы по осям x, y, z .

При решении $3D$ задач количество уравнений, равное числу узлов сетки, становится весьма большим и их решение требует серьезных затрат ресурсов даже для современных компьютеров.

Метод конечных разностей применим и для решения полевых задач в средах с нелинейными характеристиками с граничными условиями, когда нормальная составляющая производной потенциала равна нулю.

Данный метод имеет существенные недостатки:

1) При выводе уравнений связи потенциалы точек раскладываются в ряд Тейлора и при этом обычно пренебрегают членами высших порядков. Вследствие этого возникает погрешность, которая уменьшается с сокращением шага сетки, но увеличение числа узлов приводит к росту времени счета, которое может превысить реальные возможности компьютера.

2) Значение напряженности магнитного поля определяется путем пространственного дифференцирования рассчитанных потенциалов, что ведет к росту погрешности расчета искомой величины \vec{H} .

3) Дополнительная погрешность вводится при расчете полей с бесконечно удаленными границами, к которым относятся поля электромеханических устройств, в том числе и БЭГ.

4) В окрестности граничных поверхностей сложной конфигурации необходимо вводить сетку с неравномерным шагом, а алгебраизацию уравнений выполнять с пониженным порядком аппроксимации [125,126].

МКР обычно оперирует с хорошо обусловленными системами алгебраических уравнений с разреженными матрицами, что позволяет использовать специальные приемы их обработки и хранения.

Метод интегральных уравнений [96] позволяет заменить расчет поля в неоднородной среде (активный объем БЭГ) расчетом в однородной (воздух, вакуум). Неоднородности в этом случае заменяются вторичными источниками поля: источниками с поверхностной и объемной плотностью тока, фиктивными магнитными зарядами, индуктированными вихревыми токами.

В данном методе существует два подхода к расчету поля. В первом используются условия на границе между неоднородными областями поля (например, ферромагнетик – воздух). Расчет неизвестных вторичных источников сводится к граничным интегральным уравнениям первого и второго рода (в зависимости от размерности области), которые в дальнейшем заменяются алгебраическими уравнениями в конечных суммах для подобластей с постоянной магнитной проницаемостью μ . Другими словами осуществляется кусочно-постоянная аппроксимация объемной плотности магнитных зарядов (истоков вектора намагниченности). В случае расчета электромагнитного поля переход к дискретной задаче осуществляется разбиением ферромагнитных поверхностей областей 1 и 2 на элементы ΔS_i и объема ферромагнетиков (статора и ротора) на элементы ΔV_i . В пределах элементов значения объемной ρ и поверхностной σ плотностей фиктивных магнитных зарядов считают постоянными.

Второй подход – метод пространственных интегральных уравнений или применительно к ЭМП метод интегрирования по источникам поля [94,95]. В его основе лежит интегро-дифференциальное уравнение

$$\bar{B}(\bar{H}(Q)) = \frac{\mu_0 J}{4\pi} \int_{V_k} \frac{[d\bar{r}]}{r^3} dS - \frac{\mu_0}{4\pi} \text{grad}_Q \int_{V_1+V_2} \frac{\bar{M}(N)\bar{r}}{r^3} dV + \mu_0 \bar{M}(Q), \quad (3.44)$$

где $\bar{M}(Q)$ - намагниченность ферромагнетика.

Расчет поля ведется по итерационной схеме с учетом нелинейности характеристик подобластей магнитной системы. Решение находится путем алгебраизации: области 1 и 2 разбиваются на N элементов ΔV_i , в пределах которых намагниченность M_i принимается неизменной. Интеграл в (3.44) заменяется суммой интегралов по ΔV_i . Далее посредством метода коллокаций для геометрических центров ΔV_i записывается уравнение (3.44). В итоге получаем систему алгебраических уравнений размерности $3N$ при расчете трехмерных полей.

К недостаткам данных методов относятся следующие:

1) При выводе уравнений используются фундаментальные решения, следовательно, интегральные уравнения содержат интегралы с подынтегральными функциями, имеющими некоторые особенности [80]. Это обстоятельство ведет к росту погрешности при их численной реализации.

2) Матрицы получаемых алгебраических уравнений оказываются полностью заполненными, характеризуются большими числами обусловленности. Для обеспечения сходимости итерационных процессов требуется применение специальных методов.

В связи с этим интегральные методы являются эффективными только в случае расчета магнитных полей слабонасыщенных ЭМП.

Для расчета магнитных полей широко применяются вариационные методы. В их основу положено сведение краевой задачи для дифференциального уравнения в частных производных к задаче минимизации соответствующего функционала. На данном принципе основаны методы Ритца, Галеркина [127], а также наиболее распространенный в настоящее время *метод конечных элементов* (МКЭ) [35, 71, 88, 106, 108, 139, 151].

Основная идея МКЭ заключается в использовании приближенного решения в виде линейной комбинации финитных базисных функций, отличных от нуля в окрестности узлов дискретизации расчетной области минимизацией невязки. МКЭ применим к широкому классу уравнений в частных производных при сложной геометрии границ расчетной области. Хорошие результаты этот метод дает при решении нелинейных задач в неоднородных и анизотропных средах.

Основные принципы МКЭ на примере расчета двухмерного безвихревого магнитного поля посредством треугольных конечных элементов первого порядка заключаются в следующем. Скалярный магнитный потенциал каждого элемента представляется в виде полинома с постоянными коэффициентами

$$\varphi_{mi} = a_i + b_i + c_i,$$

где a_i, b_i, c_i - неизвестные постоянные коэффициенты.

Основные формы получения системы уравнений для расчета поля можно получить различными методами: минимизации некоторого функционала; взвешенных невязок (Галеркина); наименьших квадратов.

Задача расчета – определение этих коэффициентов для всех конечных элементов и, таким образом, получение возможности расчета скалярного магнитного потенциала во всех точках области магнитного поля. После этого можно определить напряженность, индукцию и другие параметры.

Среди существующих в настоящее время программных комплексов для расчета физических полей наибольшее распространение получили те, в которых используется МКЭ. Это ANSYS, FEMM, ANSOFT, FEMLAB, COMSOL, ELCUT. Все они имеют препроцессор, позволяющий создавать $2D$ и $3D$ модели устройств, а также удобный интерфейс для связи с внешними пакетами обработки графических и цифровых данных. Задача исследователя сводится к грамотной формулировке начальных и граничных условий, анализу результатов расчета, выбору дальнейших шагов поиска наилучшего варианта.

Однако, несмотря на кажущуюся простоту численной реализации решения уравнений поля данная задача, особенно в трехмерной постановке, является весьма трудоемкой. Учитывая те обстоятельства, что ферромагнитные материалы в основном нелинейны и анизотропны, уравнения поля также являются нелинейными. В ЭМП характер поля на границе раздела сред с различной магнитной проницаемостью (диамагнетик-ферромагнетик) изменяется скачком. Вследствие этого возникает погрешность при замене дифференциальных уравнений поля системой алгебраических уравнений.

$3D$ моделирование электромагнитных полей требует определения значений поля в числе узлов, приближающемся к нескольким сотням тысяч. Поэтому естественным является стремление упростить исходную систему уравнений поля (3.3-3.5). С этой целью в уравнения вводят скалярный и векторный магнитные потенциалы.

Для стационарного магнитного поля (источники поля расположены вне рассматриваемой области) $\bar{J} = 0$, следовательно из (3.3)

$$\operatorname{rot} \bar{H} = 0. \quad (3.45)$$

Уравнение (3.45) показывает, что при отсутствии источников стационарное магнитное поле является безвихревым, а следовательно может быть охарактеризовано скалярным магнитным потенциалом φ_m

$$\bar{H} = -\operatorname{grad} \varphi_m. \quad (3.46)$$

При такой замене остаются справедливыми уравнения

$$\operatorname{div} \bar{B} = 0 \text{ и } \bar{B} = \mu \bar{H} = \mu_0 (\bar{H} + \bar{M}), \quad (3.47)$$

а для ЭМП с постоянными магнитами

$$\bar{B} = \mu \bar{H} + \bar{B}_r \text{ или } \bar{B} = [\mu] \bar{H} + \mu_0 \bar{M}_r, \quad (3.48)$$

где $[\mu]$ - матрица абсолютной магнитной проницаемости, учитывающая ее зависимость от температуры T , частоты f и напряженности магнитного поля; \bar{M}_r - вектор остаточной намагниченности.

Уравнение для расчета стационарного магнитного поля получаем, взяв дивергенцию от обеих частей уравнения (3.48)

$$\operatorname{div} \bar{B} = \operatorname{div} \mu \bar{H} + \operatorname{div} \bar{B}_r.$$

С учетом (3.46) получаем основное уравнение для расчета безвихревого магнитного поля

$$\operatorname{div} (\mu \cdot \operatorname{grad} \varphi_m) - \operatorname{div} \bar{B}_r = 0. \quad (3.49)$$

В результате численного решения последнего уравнения относительно потенциала φ_m по (3.46) можно определить \bar{H} , а по (3.47) или (3.48) магнитную индукцию \bar{B} . В случае, когда поле создается внешними источниками в диамагнетике ($\mu = \mu_0$) и отсутствует остаточная намагниченность, выражение (3.49) упрощается. Окончательно получаем уравнение Лапласа

$$\operatorname{div} (\operatorname{grad} \varphi_m) = 0 \text{ или } \nabla^2 \varphi_m = 0, \quad (3.50)$$

где ∇ - оператор Лапласа.

Если область поля содержит проводники с током и при условии

$$\frac{\partial \bar{B}}{\partial t} = 0 \text{ и } \bar{J} = \bar{J}_{cm},$$

где \bar{J}_{cm} - вектор плотности стороннего тока,

система уравнений (3.3-3.4) приводится к виду

$$\begin{aligned} \text{rot} \bar{H} &= \bar{J}_{cm}; \\ \text{div} \bar{B} &= 0; \end{aligned} \quad (3.51)$$

$$\bar{B} = \mu \bar{H}.$$

Первое уравнение системы (3.51) указывает на вихревой характер стационарного магнитного поля. В случае магнитоэлектрического или комбинированного возбуждения БЭГ последнее уравнение системы (3.51) преобразуется к виду

$$\mu^{-1} \bar{B} = \bar{H} + \mu^{-1} \bar{B}_r,$$

и после взятия вихря от левой и правой частей получаем

$$\text{rot}(\mu^{-1} \bar{B}) = \text{rot} \bar{H} + \text{rot}(\mu^{-1} \bar{B}_r). \quad (3.52)$$

Расчет поля упрощается после введения векторного магнитного потенциала \bar{A} , связанного с магнитной индукцией выражением

$$\bar{B} = \text{rot} \bar{A}. \quad (3.53)$$

После преобразований с учетом (3.51) и (3.53) получаем основное уравнение для расчета стационарного магнитного поля с источниками

$$\text{rot}(\mu^{-1} \text{rot} \bar{A}) = \bar{J}_{cm} + \text{rot}(\mu^{-1} \bar{B}_r), \quad (3.54)$$

которое решается численно.

В БЭГ с электромагнитным возбуждением ($\bar{B}_r=0$) последний член справа в (3.54) исчезает и уравнение поля в этом случае

$$\text{rot}(\mu^{-1} \text{rot} \bar{A}) = \bar{J}_{cm}. \quad (3.55)$$

В линейных средах ($\mu = \text{const}$) с учетом известной из векторного анализа формулы

$$\text{rot}(\text{rot} \bar{A}) = \nabla \times (\nabla \times \bar{A}) = \nabla(\nabla \bar{A}) - \nabla^2 \bar{A} = \text{grad}(\text{div} \bar{A}) - \nabla^2 \bar{A}$$

окончательно получаем уравнение Пуассона

$$\nabla^2 \bar{A} = -\mu \bar{J}_{cm}. \quad (3.56)$$

Расчеты по (3.54-3.56) особенно эффективны для двумерных задач, так как при этом определяется единственная составляющая векторного потенциала, перпендикулярную плоскости поля (оси z на рис.3.2). Тогда проекции вектора магнитной индукции на оси, например в цилиндрической системе координат, находятся как

$$B_r = \frac{1}{r} \frac{\partial A_z}{\partial \alpha}; \quad B_\alpha = -\frac{\partial A_z}{\partial r}. \quad (3.57)$$

В 3D задачах одно уравнение с потенциалом \bar{A} трансформируется в систему из трех уравнений для проекций \bar{A} на оси координат, что весьма усложняет решение.

В дальнейших параграфах рассматриваются различные задачи расчета электромагнитного поля методом конечных элементов для двух вариантов бесконтактных генераторов: совмещенного типа с электромагнитным возбуждением и генератора с возбуждением от постоянных магнитов. Данные задачи отличаются рядом особенностей, которые необходимо учесть при их решении.

3.3. Магнитное поле и параметры генератора с интегрированным возбудителем

Для нахождения параметров генератора с интегрированным возбудителем требуется решить ряд задач стационарного электромагнитного поля. В их число входят следующие:

1. Холостой ход возбудителя (первого каскада) БЭГ.
2. Холостой ход генератора (второго каскада).
3. Реакция якоря возбудителя.
4. Реакция якоря генератора (продольная, поперечная).

В процессе решения поставленных задач во всех узлах расчетной сетки определяются значения индукции, напряженности магнитного поля и интеграль-

ные параметры: потокосцепления, собственные и взаимные индуктивности обмоток БЭГ с учетом существования двух магнитных полей в общем магнитопроводе, силовые параметры, необходимые для решения в дальнейшем задач имитационного моделирования установившихся, переходных, аварийных режимов работы БЭГ и оптимизационного проектирования.

Допущения, принимаемые при решении задачи стационарного магнитного поля:

- источники поля (токи обмоток БЭГ) постоянны и задаются в виде сосредоточенных контуров;

- магнитная проницаемость электротехнической стали задана зависимостью $\mu = f(\bar{H})$, сталь изотропна;

- сердечник ротора симметричен относительно полей возбудителя и генератора;

- сердечник статора симметричен относительно магнитного поля возбудителя и ассиметричен относительно поля основной машины;

- угловая частота вращения ротора $\omega = 0$;

- остаточная намагниченность ферромагнитных участков отсутствует;

- задача формулируется как плоско-параллельная, что означает неизменность геометрической модели, свойств сред и источников поля в направлении оси z .

Двумерная постановка задачи расчета параметров БЭГ с интегрированным возбудителем обоснована, так как относительная длина зазора таких машин $\lambda = 0,8 \div 1,2$, а следовательно поле лобовых частей обмоток статора и электрически совмещенной обмотки ротора не оказывают существенного влияния на распределение поля в активном объеме машины. Учет магнитного поля торцевых участков БЭГ можно осуществить по известным методикам для электрических машин классического исполнения [100,129], либо решив частную задачу распределения поля в зоне лобовых частей обмоток.

Как было показано выше, задача расчета плоскопараллельного магнитного поля формулируются посредством уравнения Пуассона для векторного магнитного потенциала. В таких задачах вектор магнитной индукции \vec{B} располагается в плоскости модели, а векторы стороннего тока \vec{j} и векторного потенциала \vec{A} - перпендикулярны к этой плоскости. Отличны от нуля только проекции векторов \vec{j} и \vec{A} на ось z . В дальнейшем при решении плоскопараллельной задачи индексы при компонентах векторов потенциала и тока опускаем и обозначаем их как A и j .

Для данной задачи уравнение Пуассона имеет вид

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\mu_y} \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\mu_x} \frac{\partial A}{\partial y} \right) = -j. \quad (3.58)$$

Это уравнение записано в прямоугольной системе координатах (x,y) , так как при решении предполагается возможность учета технологического эксцентриситета ротора, т.е. задание в модели смещения ротора относительно центрального положения. При этом применение цилиндрической системы координат не имеет преимуществ.

В уравнении (3.58) составляющие тензора магнитной проницаемости μ_x и μ_y задаются как функции напряженности магнитного поля для всех ферромагнитных сред.

Источниками поля в поставленной задаче являются постоянные токи в катушках обмоток возбуждения возбuditеля, генератора и мгновенные значения якорных токов в силовых обмотках обоих каскадов БЭГ. Токи задаются через плотности тока в пазах. Модель источника поля в роторе состоит из двух блоков по аналогии с разделением эффективного выпрямленного тока электрически совмещенной обмотки I_R на переменную I_{\sim} и постоянную I_{-} составляющие. Векторы плотности тока направлены по оси, перпендикулярной плоскости модели. Величина и направление переменного тока определяется по проекциям токов фаз силовых обмоток на ось вещественных значений для заданного момента времени и положения ротора.

Граничным условием существования поля является условие Дирихле, определяющее поведение нормальной составляющей вектора магнитной индукции B_n на внешней границе области расчета. Оно формулируется, как $A_0 = 0$ и означает полное затухание поля на удаленной от источников границе.

Расчетная модель представляет собой совокупность блоков с различными свойствами, сведенных в таблицу 3.1.

Свойства блоков модели

Таблица 3.1

Блок	Плотность тока, j	Магнитная проницаемость, μ
Сердечник статора	0	$\mu_i = f(H_i)$
Сердечник ротора	0	$\mu_i = f(H_i)$
Немагнитный зазор	0	μ_0
Обмотка возбуждения возбудителя	j_f	μ_0
Обмотка якоря возбудителя	j_{\approx}	μ_0
Обмотка возбуждения генератора	$j_{=}$	μ_0
Обмотка якоря генератора	j_s	μ_0
Вал	0	$\mu_i = f(H_i)$
Пазовая изоляция	0	$\mu_0 \mu$
Окружающая среда	0	μ_0

В результате решения, зная значения векторного потенциала в любой точке поля, находим составляющие вектора магнитной индукции согласно выражениям (3.53, 3.55)

$$B_x = \frac{\partial A}{\partial y}; \quad B_y = -\frac{\partial A}{\partial x}. \quad (3.59)$$

Компоненты вектора напряженности магнитного поля

$$H_x = \frac{B_x}{\mu}; \quad H_y = \frac{B_y}{\mu}. \quad (3.60)$$

Сила в магнитном поле БЭГ с учетом использования ферромагнитных сердечников сложной формы и присутствия проводников с током определяется с помощью тензора натяжения Максвелла [151], описывающего давление на единицу поверхности в немагнитной части области поля

$$dF = 0,5 \cdot (\bar{H}(\bar{n} \cdot \bar{B}) + \bar{B}(\bar{n} \cdot \bar{H}) - \bar{n}(\bar{H} \cdot \bar{B})) dS, \quad (3.61)$$

где \bar{n} - орт внешней нормали к поверхности.

При нахождении тензора выбранная поверхность должна располагаться в немагнитном пространстве (не попадать внутрь ферромагнетика и на его границы). В этом случае его нормальная и касательная составляющие определяются как

$$f_n = \frac{1}{2\mu_0}(B_n^2 - B_\tau^2); \quad f_\tau = \frac{1}{\mu_0}(B_n \cdot B_\tau), \quad (3.62)$$

где B_n, B_τ - нормальная и касательная составляющие вектора магнитной индукции.

В ЭМП, в том числе и в БЭГ, обычно выбирается поверхность, образованная в немагнитном зазоре между статором и ротором круговым контуром радиуса r (рис.3.2), имеющим осевую длину l_δ . Тогда нормальные составляющие – это радиальные составляющие B_r, f_r ; касательные – угловые составляющие B_α, f_α .

Для получения результирующей силы, действующей на ротор, перейдем от полярной системы координат (r, α) к прямоугольной (x, y) . Тогда с учетом положительных направлений координатных осей проекции магнитной силы на оси x и y и ее модуль

$$F_x = -r \cdot l_\delta \int_0^{2\pi} (f_\alpha \cos \alpha + f_r \sin \alpha) d\alpha;$$

$$F_y = r \cdot l_\delta \int_0^{2\pi} (f_r \cos \alpha - f_\alpha \sin \alpha) d\alpha; \quad (3.63)$$

$$F = \sqrt{(F_x^2 + F_y^2)}.$$

Известно, что в ЭМП вращательного движения силы действуют не только и не столько на проводники с током, а преимущественно на зубцы сердечников. При отсутствии токов в пазах, либо при их наличии только на неподвижной или вращающейся части на стенки пазов в угловом направлении действуют одинаковые силы, поэтому электромагнитный момент между статором и ротором отсутствует. При наличии токов в проводниках статора и ротора картина поля искажается, и баланс сил с разных сторон зубцов нарушается. Силовые линии магнитного поля в зазоре искажаются, что приводит к возникновению в тангенциальном направлении магнитного тяжения. Таким образом, возникает электромагнитный момент

$$M_{ЭМ} = \frac{l_\delta r^2}{\mu_0} \int_0^{2\pi} B_r \cdot B_\alpha d\alpha. \quad (3.64)$$

Магнитная энергия поля в объеме V в случае нелинейных сред

$$W = \int_0^B (\int_0^B H(B') dB') dV. \quad (3.65)$$

По известному распределению векторного потенциала \bar{A} легко находится величина потокосцепления обмотки на один виток

$$\psi = \frac{\int AdS}{S}, \quad (3.66)$$

где S – площадь поперечного сечения витка обмотки.

Расчет магнитного поля БЭГ позволяет определить собственные и взаимные индуктивности обмоток возбuditеля и основного генератора, знание которых необходимо для последующего имитационного моделирования рабочих процессов. Существует два способа определения индуктивностей:

- через потокосцепления;
- через магнитную энергию поля.

В нашем случае модель содержит несколько проводящих контуров, обтекаемых различными токами. Потокосцепление с одним из них может быть вычислено по формуле

$$\Psi_k = L_{kk}i_k + \sum_n M_{nk}i_n, \quad (3.67)$$

где L_{kk} - собственная индуктивность контура; M_{nk} - взаимная индуктивность между контурами n и k ; i_k - полный ток контура k .

Энергия, запасенная в магнитном поле, также выражается через токи контуров и их индуктивности

$$W = \frac{1}{2} (\sum_k L_{kk}i_k^2 + \sum_{n \neq k} M_{nk}i_n i_k). \quad (3.68)$$

Собственная индуктивность обмотки находится по формуле

$$L = \frac{w_k \Psi_k}{i_k}, \quad (3.69)$$

где w_k - число витков обмотки, индуктивность которой определяется; i_k - ток в этой обмотке, Ψ_k - потокосцепление с k -той обмоткой при условии, что поле возбуждается только током в этой обмотке.

Либо также индуктивность, найденная через магнитную энергию

$$L = \frac{2W}{i_k^2}. \quad (3.70)$$

Взаимная индуктивность может быть определена через потокосцепление, когда поле возбуждается током k -той обмотки, а измеряется потокосцепление n -ой обмотки

$$M_{kn} = \frac{w_n \Psi_n}{i_k}. \quad (3.71)$$

3.3.1. Геометрическая модель и физические свойства БЭГ с интегрированным возбудителем

В качестве объекта исследования выбран вентильный бесщеточный электрический генератор, разработка которого проводилась в рамках договорных ра-

бот по заказу НПО «ШТОРМ» для использования в качестве бортового источника на транспортных средствах повышенной проходимости с дизельным приводом. На рис.3.4. показана 3D проекция сердечников статора и ротора БЭГ.

Особенностью данной конструкции генератора является размещение обмотки возбуждения возбудителя w_f и якоря генератора w_s в общих пазах статора, при этом обмотка возбуждения занимает $\frac{2}{3}$ общего числа пазов. Магнитная система имеет следующие параметры: число пазов статора $z_s = 18$; число полюсов основного генератора $2p_2 = 6$; силовая обмотка статора трехфазная, сосредоточенная, двухслойная с шагом $y_s = 3$. Выбор такого типа обмотки обусловлен низким рабочим напряжением генератора ($U_d = 28 \text{ В}$).

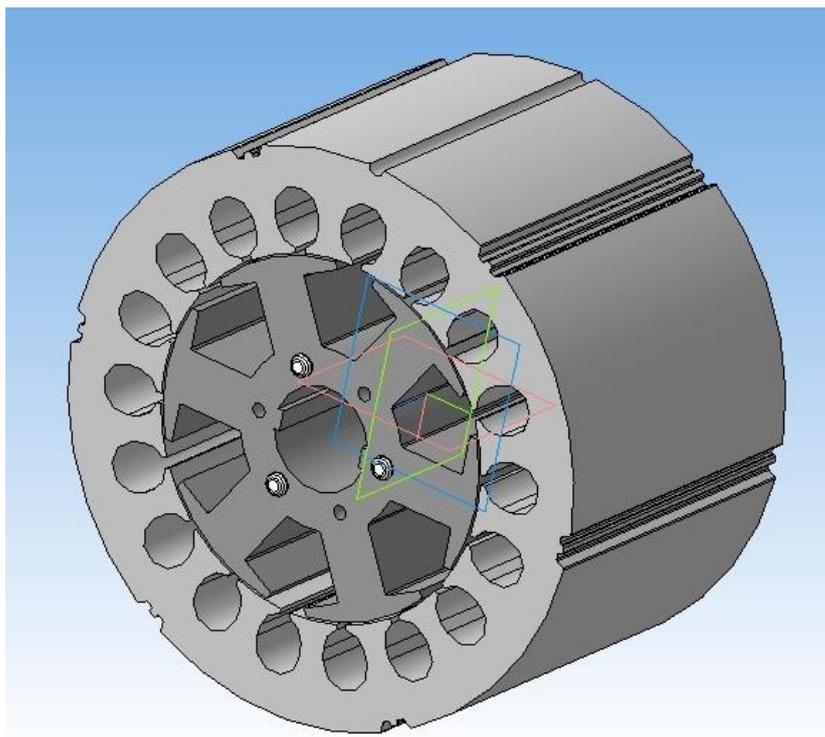


Рисунок 3.4 - Магнитная система БЭГ

При такой величине напряжения отсутствует возможность выполнения обмотки якоря распределенной, с укорочением шага с целью улучшения формы кривой напряжения на стороне переменного тока. С другой стороны, при работе на

выпрямительную нагрузку синусоидальная форма ЭДС якоря не является определяющим фактором при выборе схемы обмотки.

На роторе расположена одна сосредоточенная электрически совмещенная обмотка, схема которой соответствует рекомендациям главы 2 настоящей работы.

Сердечники статора и ротора выполнены шихтованными из холоднокатаной изотропной электротехнической стали.

Поперечный разрез БЭГ с указанием фазных и токовых зон обмоток переменного и постоянного тока показан на рис.3.5. На рисунке обозначены индексами $i_{fS+}, i_{fS-}, i_{fR+}, i_{fR-}$ токи в контурах обмоток возбуждения возбудителя и генератора; $i_{UR,S} \pm, i_{VR,S} \pm, i_{WR,S} \pm$ - мгновенные значения токов в фазах обмоток якоря возбудителя и генератора.

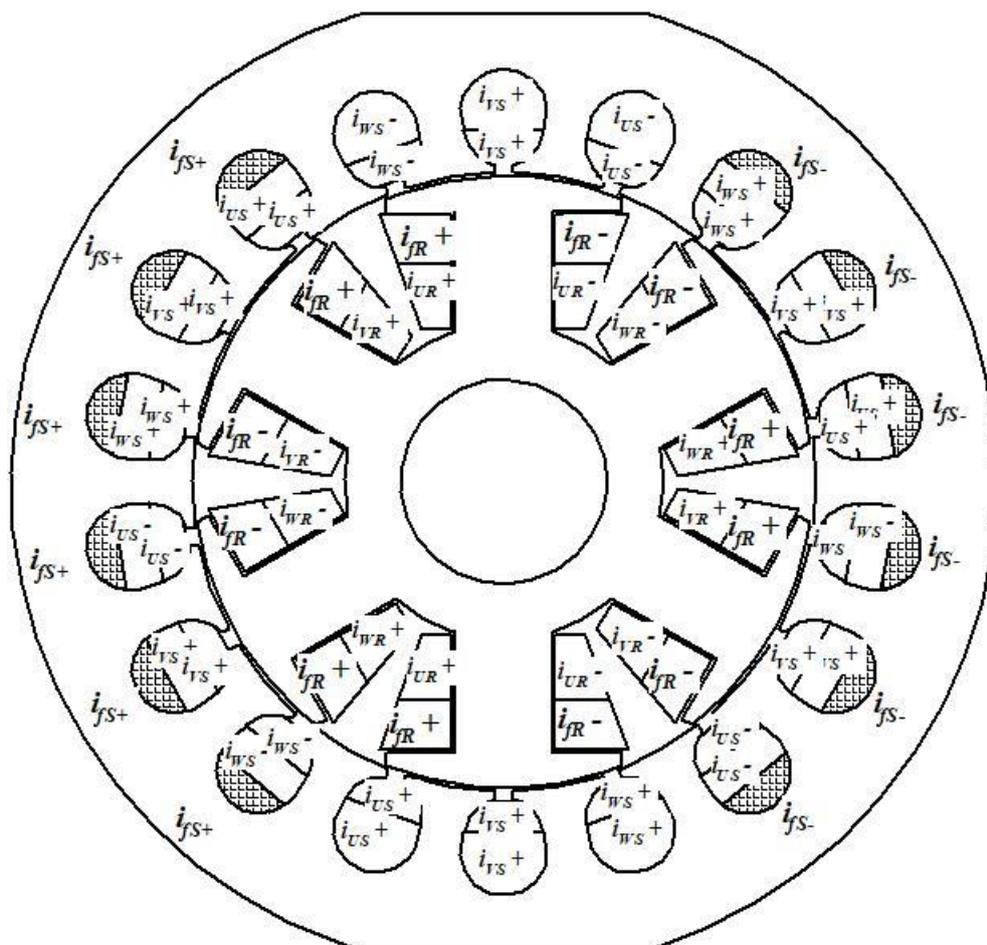


Рисунок 3.5 – Распределение токов по пазам статора и ротора БЭГ

3.3.2 Холостой ход возбудителя

Первая из поставленных задач – расчет поля в режиме холостого хода возбудителя при подмагничивании магнитопровода током возбуждения основного генератора. В этом случае токами обтекаются обмотка возбуждения возбудителя (ОВВ) и обмотка возбуждения основного генератора (ОВГ). Данный гипотетический режим работы имеет следующее практическое значение. Из анализа магнитного поля можно определить собственную индуктивность ОВВ L_f , коэффициенты насыщения магнитной цепи возбудителя при подмагничивании полем генератора k_{s1} , рассеяния магнитной системы возбудителя $k_{\sigma\phi}$, полюсного перекрытия $\alpha_{\delta 1}$, формы ЭДС k_{B1} , знание которых необходимо в процессе проведения оптимизационных расчетов и моделировании БЭГ.

На рис.3.6 показана картина магнитного поля возбудителя в режиме холостого хода при номинальной величине тока возбуждения.

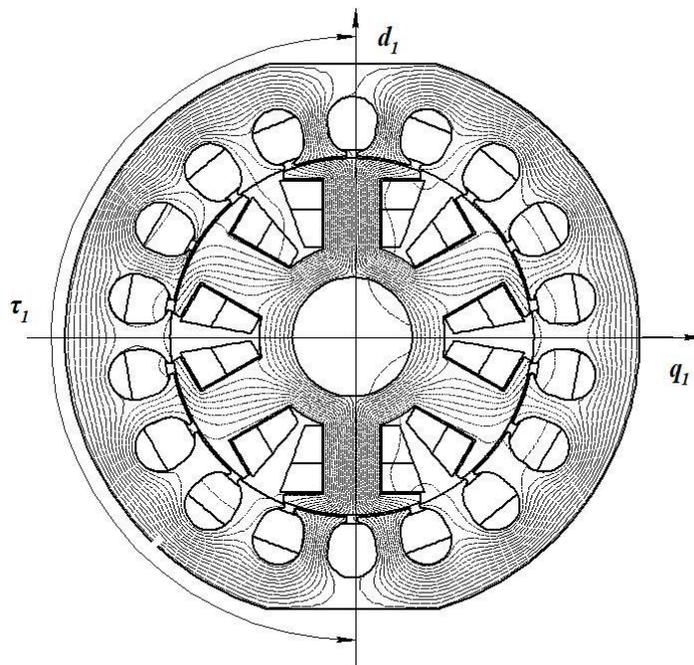


Рисунок 3.6 - Магнитное поле возбудителя БЭГ при холостом ходе

Из картины поля видно, что ввиду использования двухполюсного возбудителя магнитная система БЭГ имеет достаточно насыщенные участки, к коим относятся ярма статора и ротора на поперечной оси поля возбудителя и

полюсы ротора на продольной оси. Индукция на этих участках составляет: $B_{aS} = 1,55$ Тл; $B_{jR} = 1,73$ Тл; $B_{zR} = 1,22$ Тл. За пределы статора магнитный поток практически не проникает.

На рис.3.7 представлена кривая распределения нормальной составляющей индукции на середине зазора на одном полюсном делении и ее приближение гармоническим рядом Фурье, содержащим 50 первых членов. Выделяя из этой кривой нужные гармонические, определим:

- расчетный коэффициент полюсного перекрытия возбuditеля

$$\alpha_{\delta 1} = \frac{B_{\delta cp}}{B_{\delta}}, \quad (3.72)$$

где $B_{\delta cp}$ - среднее значение индукции в зазоре; B_{δ} - значение индукции на оси полюса (d_1);

- коэффициент формы поля возбуждения

$$k_{f1} = \frac{B_{\delta 1m}}{B_{\delta}}, \quad (3.73)$$

где $B_{\delta 1m}$ - амплитудное значение первой гармонической индукции в зазоре;

- коэффициент формы ЭДС

$$k_{B1} = \frac{B_{\delta 1m}}{\sqrt{2} \cdot B_{\delta cp}}. \quad (3.74)$$

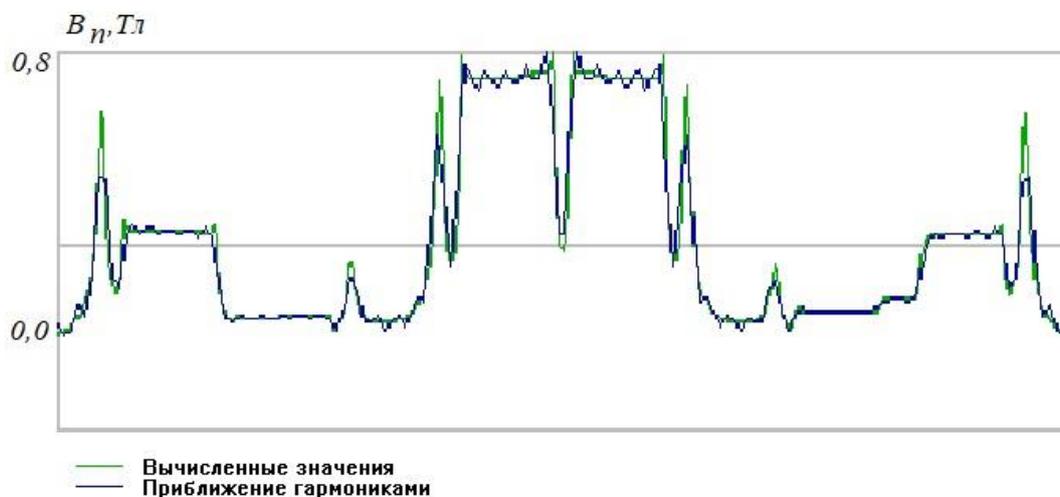


Рисунок 3.7 - Кривая индукции в зазоре при холостом ходе возбuditеля

В выражениях (3.72-3.74) под индукцией понимается ее нормальная составляющая B_n . В режиме холостого хода тангенциальные составляющие магнитной индукции и электромагнитной силы равны нулю, отсутствует и электромагнитный момент.

Гармонический анализ проводился в пакете *MathCAD* с использованием быстрого преобразования Фурье (*fft*), посредством импорта файла результатов расчета поля.

В неявнополюсной машине, каковой является возбудитель, приведенные выше коэффициенты без учета насыщения зависят только от относительной длины обмотанной части полюсного деления статора

$$\rho = \frac{z_o}{z_1},$$

где z_1 и z_o - полное число пазов статора и число пазов, занятых обмоткой возбуждения на полюсном делении соответственно.

Аналитические выражения для нахождения их значений известны при допущениях о гладкости зазора и пропорциональности индукции и МДС [67]

$$\alpha_s = 1 - 0,5\rho; k_f = \frac{8 \sin \frac{\rho\pi}{2}}{\pi^2 \rho}; k_B = \frac{k_f}{\sqrt{2} \cdot \alpha_s}. \quad (3.75)$$

Для учета влияния насыщения на величину расчетных коэффициентов обычно пользуются поправочными коэффициентами, определяемыми из графических зависимостей, полученных при общепринятых допущениях, которые для сложной картины магнитного поля БЭГ с интегрированным возбудителем не обеспечивают требуемой точности расчета.

В этом свете является важной задача расчета указанных коэффициентов при изменении насыщения зубцовой зоны магнитной системы БЭГс учетом реальной геометрии машины. Такая задача решена посредством моделирования магнитного поля возбудителя.

На рис.3.8 показаны зависимости $k_f, k_B = f(\rho)$; $\alpha_\delta = f(\rho)$, рассчитанные по выражениям (3.75) аналитически и при численном моделировании поля в отсутствии насыщения магнитопроводов.

Анализируя результаты расчетов можно заметить, что зависимости, определенные посредством расчета поля на реальной модели существенно отличаются от аналитических, рассчитанных с вышеуказанными допущениями. Особенно явно это различие заметно для коэффициента формы поля k_f и расчетного коэффициента полюсного перекрытия α_δ .

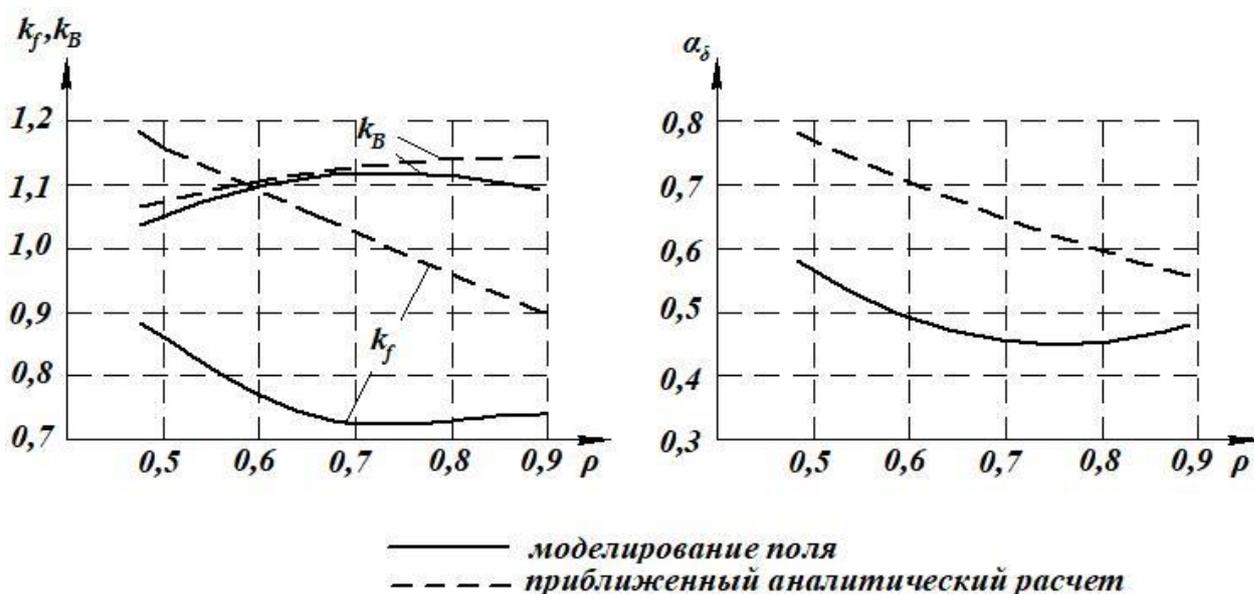


Рисунок 3.8 - Зависимости $k_f, k_B = f(\rho)$; $\alpha_\delta = f(\rho)$ для возбuditеля БЭГ

У коэффициентов, найденных при расчете поля наблюдаются явные экстремумы в области $\rho=(0,7 \div 0,75)$, т.е. при соотношении обмотанной части индуктора возбuditеля к полюсному делению 3:4. Такой вид указанных зависимостей объясняется наличием в роторе явно выраженных полюсов, являющихся конструктивной основой индуктора основного генератора, т.е. в конечном итоге, интегрированием вспомогательного каскада – возбuditеля в магнитную систему генератора. Это обстоятельство определяет наличие

существенных в угловом отношении немагнитных промежутков между полюсными башмаками ротора, и как следствие, провалы в кривой поля возбуждения возбудителя.

Для определения влияния конечной магнитной проницаемости ферромагнитных участков на характеристики магнитного поля возбуждения были проведены расчеты при различной степени насыщения магнитной системы. На рис.3.9. приведены зависимости вышеуказанных коэффициентов от коэффициента насыщения магнитной цепи БЭГ при различном соотношении обмотанной и необмотанной частей окружности индуктора.

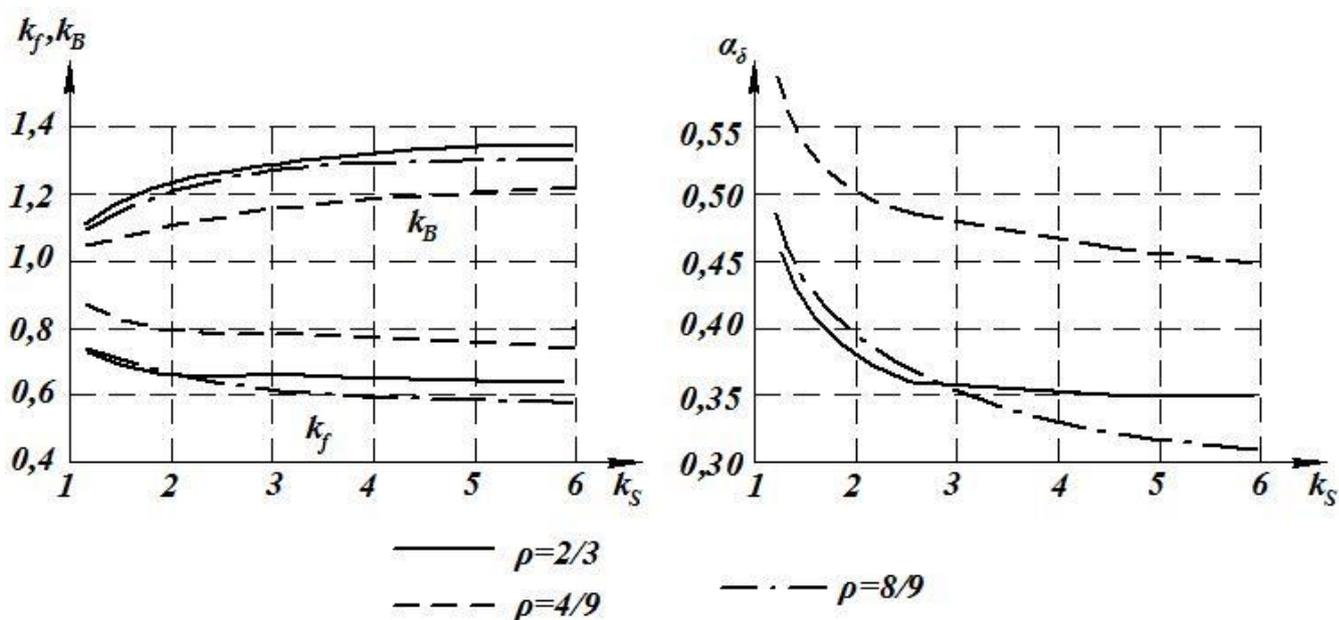


Рисунок 3.9 - Зависимости $k_f, k_B = f(k_S)$; $\alpha_\delta = f(k_S)$ при различном ρ

Как видно из полученных зависимостей, значения коэффициентов формы поля возбуждения k_f и ЭДС k_B практически не зависят от степени насыщения магнитной системы, чего нельзя сказать о расчетном коэффициенте полюсного перекрытия α_δ . С падением магнитной проницаемости μ_{cm} значения α_δ уменьшаются по экспоненциальной кривой для любых ρ и наиболее существенно это уменьшение в рабочей области состояния ферромагнитных участков магнитопровода БЭГ. С точки зрения эффективности поля в активном объеме

машины предпочтительнее выполнять индуктор с отношением обмотанной части $\rho = \frac{4}{9}$. Данный выбор отличается от предлагаемых теорией рекомендаций для традиционных синхронных неявнополюсных машин $(\frac{2}{3} \div \frac{3}{4})$ [68]. Однако, максимальный коэффициент формы поля возбуждения и наибольшее произведение $\alpha_\delta \cdot k_B$ позволяют минимизировать активный объем БЭГ при $\rho = \frac{4}{9}$.

Значение коэффициента рассеяния магнитной системы возбудителя практически не зависит от относительной величины обмотанной части индуктора и степени насыщения магнитной цепи. Во всех рассмотренных вариантах ρ и коэффициентах насыщения в пределах рабочих значений величина коэффициента рассеяния $k_{\sigma\delta}$, определяемая как $k_{\sigma\delta} = \frac{\Phi_a}{\Phi_\delta}$, не превысила значения 1,03.

Здесь Φ_a - магнитный поток в ярме статора на линии q (рис.3.6);

Φ_δ - магнитный поток, входящий в ротор.

В ходе решения задачи расчета поля возбудителя также были определены собственные индуктивности обмотки возбуждения L_f и взаимные индуктивности с фазой обмотки якоря M_{fa} в случае совпадения осей поля возбуждения и фазы обмотки ротора при различных ρ и степени насыщения магнитной системы. На рис.3.10,а показаны зависимости собственной индуктивности ОБВ от насыщения при изменении ρ , а на рис.3.10,б – кривые взаимной индуктивности.

Результаты расчетов сведены в табл.3.2 - 3.4, где представлены значения собственных индуктивностей ОБВ L_f , взаимных индуктивностей между ОБВ и фазой обмотки ротора при совпадении магнитных осей поля и обмотки M_{fa} , их удельных значений L'_f , M'_{fa} на единицу длины немагнитного зазора. Собственные индуктивности ОБВ рассчитаны двумя способами: через потокосцепление и магнитную энергию.

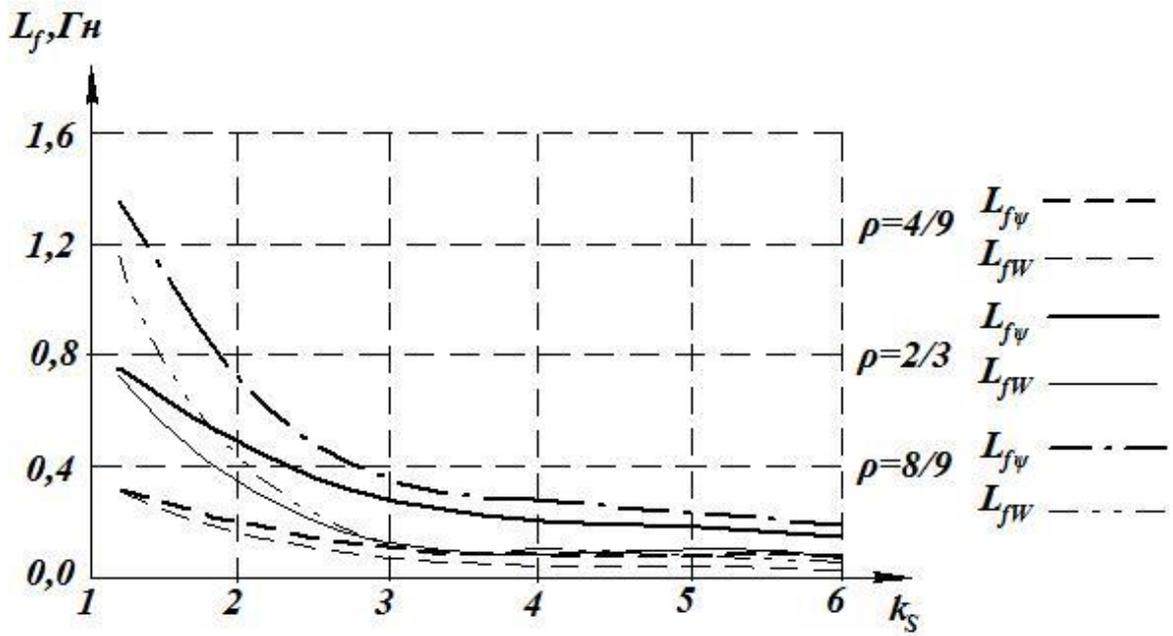


Рисунок 3.10,а - Зависимости собственной индуктивности ОБВ от насыщения

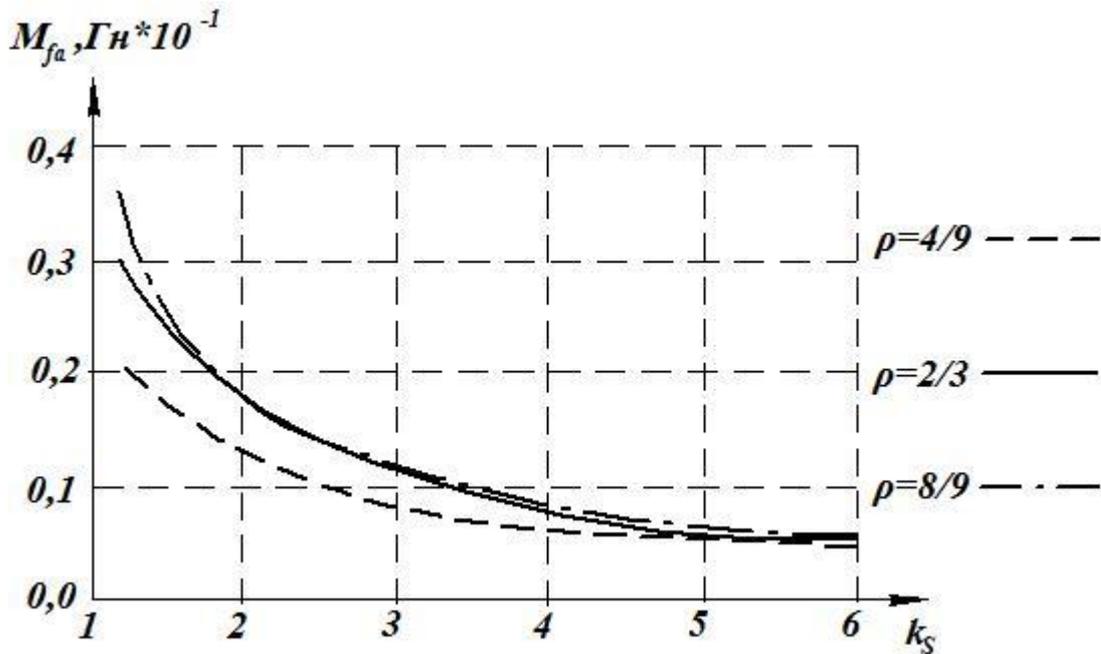


Рисунок 3.10,б - Зависимости взаимной индуктивности между обмотками возбуждения и якоря от степени насыщения

Параметры возбудителя при $\rho = 4/9$; $w_f = 96$

Таблица 3.2

k_S	$j, A/m^2$	$L'_f, Гн/м$	$L_f, Гн$	$L'_f, Гн/м$	$L_f, Гн$	$M'_{fa}, Гн/м$	$M_{fa}, Гн$
		$L_f = \psi/i$		$L_f = W_M/2 \cdot i^2$			
1,203	1150000	2,995	0,329	2,804	0,308	0,185	0,0204
1,709	2300000	2,182	0,240	1,632	0,176	0,141	0,0155
2,620	4600000	1,327	0,146	0,728	0,080	0,088	0,0097
4,560	9200000	0,758	0,083	0,308	0,034	0,051	0,0056

Параметры возбудителя при $\rho = 6/9$; $w_f = 144$

Таблица 3.3

k_S	$j, A/m^2$	$L'_f, Гн/м$	$L_f, Гн$	$L'_f, Гн/м$	$L_f, Гн$	$M'_{fa}, Гн/м$	$M_{fa}, Гн$
		$L_f = \psi/i$		$L_f = W_M/2 \cdot i^2$			
1,180	1150000	6,991	0,769	6,382	0,702	0,272	0,0299
1,601	2300000	5,256	0,578	4,050	0,446	0,219	0,0241
2,390	4600000	2,867	0,315	1,476	0,162	0,123	0,0135
4,070	9200000	1,636	0,180	0,642	0,071	0,069	0,0076

Параметры возбудителя при $\rho = 8/9$; $w_f = 192$

Таблица 3.4

k_S	$j, A/m^2$	$L'_f, Гн/м$	$L_f, Гн$	$L'_f, Гн/м$	$L_f, Гн$	$M'_{fa}, Гн/м$	$M_{fa}, Гн$
		$L_f = \psi/i$		$L_f = W_M/2 \cdot i^2$			
1,176	1150000	12,237	1,346	10,637	1,170	0,329	0,0362
1,587	2300000	8,133	0,895	5,340	0,587	0,231	0,0254
2,265	4600000	4,772	0,525	2,249	0,247	0,134	0,0147
3,890	9200000	2,716	0,299	0,997	0,110	0,074	0,0081

По результатам исследований можно сделать следующие выводы:

- зависимости собственных L_f и взаимных M_{fa} индуктивностей от степени насыщения магнитных участков в целом хорошо согласуются с классическими представлениями, т.е. индуктивности уменьшаются с падением магнитной проницаемости;

- изменение ρ ведет к существенному изменению индуктивностей, что объясняется ростом общего числа витков ОВВ при увеличении ρ пропорционально

числителю выражения $\rho = \frac{z_0}{z_1}$;

- собственные индуктивности, рассчитанные по потокосцеплению L_ψ больше, чем индуктивности, определяемые по магнитной энергии L_W , причем, эта разница увеличивается с ростом ρ . Данное расхождение результатов расчета объясняется тем, что с ростом насыщения доля магнитной энергии W_M в общем энергетическом функционале $W = W_M + W'_M$ уменьшается, а коэнергии – растет. Способ нахождения индуктивностей по магнитной энергии является более точным, поскольку учитывает изменение соотношения между магнитными энергией и коэнергией в зависимости от насыщения ферромагнетика;

- значения L_f и M_{fa} , определенные по картине поля отличаются более, чем на порядок, что с одной стороны указывает на слабую магнитную связь между обмотками возбудителя (малое значение обмоточного коэффициента обмотки якоря $k_{обв}$), а с другой – обуславливает существенную инерцию электромагнитных процессов (например, при регулировании напряжения БЭГ по цепи возбуждения) из-за большой индуктивности ОВВ;

- оптимальным значением ρ с учетом вышеуказанных особенностей следует признать $\rho = 4/9$, однако, при выборе данного параметра необходимо обеспечить отсутствие индуктивной связи ОВВ с вращающимся магнитным полем основной машины соответствующим выбором шага.

При рекомендованных выше значениях обмотанной части индуктора возбудителя активная сталь ярма статора недоиспользуется. С целью более равномерного распределения магнитного потока результирующего поля на данном участке магнитопровода желательно изменить конфигурацию сердечника статора. Автором в [9] предложено техническое решение, защищенное авторским свидетельством на изобретение, суть которого заключается в том, что пакет статора выполняется в виде многоугольника с числом углов, равным числу полюсов возбудителя $2p_1$. В рассматриваемом случае $2p_1 = 2$ и сердечник статора имеет форму уплощенного цилиндра (рис.3.11). Катушки обмотки возбуждения возбудителя при этом размещаются в пазах, расположенных на цилиндрической части ярма. Эти пазы имеют большую глубину и соответственно площадь, чем те, которые расположены на плоской части. Различная площадь пазов статора объясняется тем, что менее глубокие пазы выбирают по линейной нагрузке обмотки якоря основного генератора (в них размещена только обмотка якоря w_s), а более глубокие – по сумме линейных нагрузок индуктора возбудителя и якоря генератора (в них размещены две обмотки).

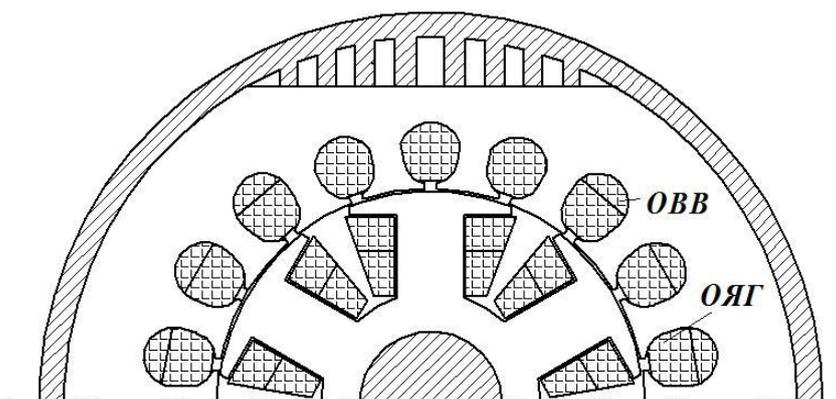


Рисунок 3.11 - Конструкция БЭГ по А.С. № 1601692.

Такое конструктивное решение позволяет наряду с экономией электротехнической стали, более равномерным распределением магнитного поля вдоль зазора улучшить условия охлаждения генератора, например за счет продува заборт-

ным воздухом «рубашки» генератора. Для улучшения эффективности теплоотвода в местах прохождения забортного воздуха, нагнетаемого в БЭГ под избыточным давлением, например с помощью компрессора, корпус машины на участках пазов меньшей глубины может выполняться оребренным с внутренней стороны.

Электромагнитная постоянная времени ОВВ, характеризующая быстродействие БЭГ в переходных режимах, вызванных управляющими воздействиями ($I_f = var$), находится как

$$T_{ЭМ} = \frac{L_f}{R_f}, \quad (3.76)$$

где R_f - активное сопротивление ОВВ, пропорциональное при прочих равных условиях числу витков обмотки возбуждения.

Температурным влиянием на величину R_f при увеличении плотности тока для вариантов моделирования разной степени насыщения магнитной системы пренебрегаем.

В табл.3.5. представлены результаты расчета электромагнитной постоянной обмотки возбуждения для различных ρ и двух состояний магнитной цепи по насыщению.

Параметры ОВВ БЭГ

Таблица 3.5

Коэффициент насыщения, k_s	1,65			2,50		
	$L_f, Гн$	$R_f, Ом$	$T_{ЭМ}, с$	$L_f, Гн$	$R_f, Ом$	$T_{ЭМ}, с$
ρ						
4/9	0,176	5,12	0,034	0,080	5,12	0,016
6/9	0,446	7,68	0,058	0,162	7,68	0,021
8/9	0,587	10,24	0,057	0,247	10,24	0,024

Из таблицы 3.5 следует, что постоянная времени меньше у вариантов индуктора с $\rho=4/9$ и существенно уменьшается с ростом насыщения. Следовательно, с

точки зрения увеличения быстродействия системы автоматического регулирования напряжения БЭГ, магнитную систему возбуждителя следует выполнять более насыщенной.

3.3.3 Реакция якоря возбуждителя

Для исследования параметров магнитного поля реакции якоря возбуждителя воспользуемся геометрической моделью, показанной на рис.3.5. Возбудитель БЭГ практически работает в режиме короткого замыкания, так как обмотка ротора замкнута на себя через выпрямитель. Поскольку возбудитель – синхронная машина обращенного исполнения, магнитное поле якоря здесь в режиме короткого замыкания направлено встречно основному магнитному потоку, создаваемому индуктором. Учтем это обстоятельство при исследовании реакции якоря посредством расположения оси фазы обмотки ротора, ток в которой имеет максимальное значение в данный момент времени, встречно магнитной оси индуктора.

Известно, что в неявнополюсных синхронных машинах вследствие равномерности зазора коэффициенты формы поля реакции якоря по продольной и поперечной осям $k_{ad} = k_{aq} = 1$. Данное положение принято при допущении о синусоидальном характере ЭДС, индуктируемых полями реакции якоря, и учете только основных гармонических поля.

В БЭГ обмотка якоря возбуждителя создает поле, существенно отличающееся от синусоиды и содержащее спектр гармонических, имеющих большую амплитуду. Поэтому учитывать при анализе только основную гармонику не корректно. Ротор имеет явнополюсную конструкцию, что обуславливает различие между магнитными проводимостями для потоков реакции якоря по продольной и поперечной осям поля возбуждителя. Вследствие этого, вычисление коэффициентов формы поля реакции якоря возбуждителя является актуальной задачей.

На рис. 3.12 показан фрагмент модели БЭГ для задачи расчета продольной реакции якоря возбуждителя.

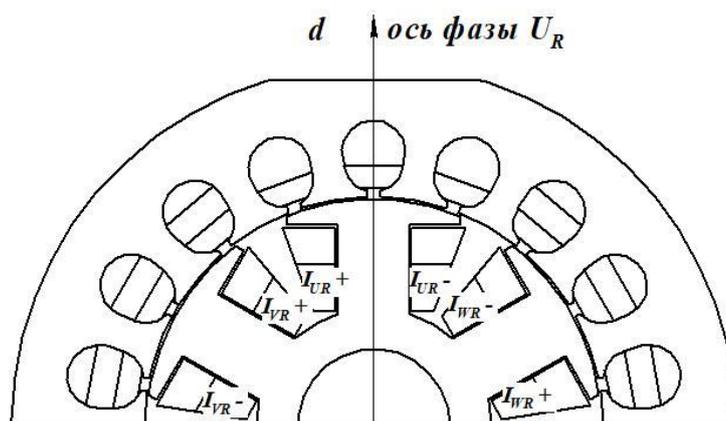


Рисунок 3.12 - Геометрическая модель для расчета продольной реакции якоря

В данной задаче источниками поля являются токи в фазах обмотки ротора, мгновенные значения которых для заданного момента времени в относительных единицах составляют

$$I_{U+} = 1; I_{U-} = 1; I_{V+} = I_{W+} = -\frac{1}{2}; I_{V-} = I_{W-} = \frac{1}{2}.$$

Для учета подмагничивания сердечника полем основной машины задан ток в обмотке возбуждения генератора. В процессе решения задачи найдены значения коэффициента формы поля продольной реакции якоря k_{ad} и собственной индуктивности обмотки якоря возбуждателя L_{ad} при разной степени насыщения путей замыкания потока реакции якоря. На рис.3.13 представлена кривая распределения нормальной составляющей индукции на середине зазора на одном полюсном делении и ее приближение гармоническим рядом Фурье.

Поперечная реакция якоря моделируется при ориентации ротора таким образом, чтобы ось основного магнитного потока возбуждателя совпадала с поперечной осью фазы ротора, ток в которой имеет максимальное значение. Геометрическая модель для этого случая показана на рис. 3.14, а на рис. 3.15 приведено распределение магнитной индукции в зазоре.

В таблицах 3.6, 3.7 приведены результаты расчета полей продольной и поперечной реакции якоря возбуждателя БЭГ.

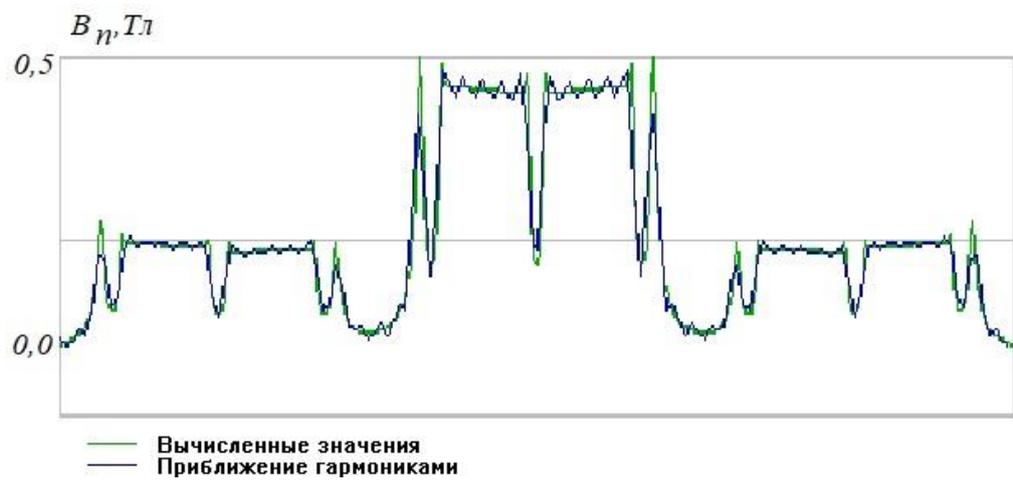


Рисунок 3.13 - Кривая магнитного поля продольной реакции якоря

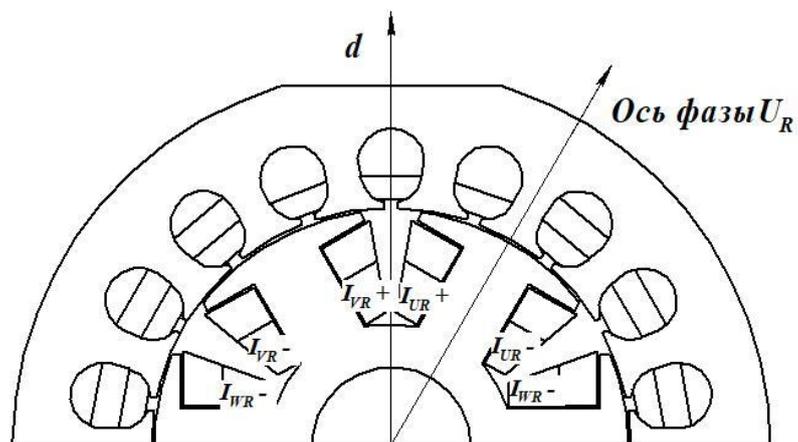


Рисунок 3.14 - Геометрическая модель для расчета поперечной реакции якоря

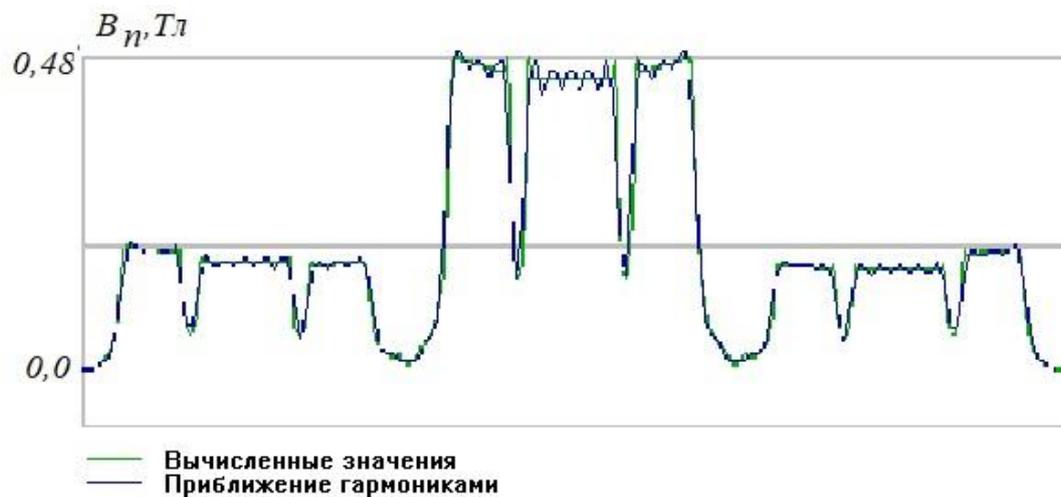


Рисунок 3.15 - Кривая индукции поперечной реакции якоря

Параметры поля продольной реакции и обмотки якоря возбуждателя

Таблица 3.6

$j, A/m^2$	k_S	$B_{ad}, Tл$	$B_{ad1}, Tл$	k_{ad}	$L_{ad}, Гн \times 10^{-2}$
1975000	1,138	0,284	0,193	0,680	1,260
3950000	1,425	0,455	0,291	0,640	1,028
7900000	2,062	0,615	0,359	0,584	0,700
15800000	3,670	0,710	0,398	0,561	0,405

Параметры поля поперечной реакции и обмотки якоря возбуждателя

Таблица 3.7

$j, A/m^2$	k_S	$B_{aq}, Tл$	$B_{aq1}, Tл$	k_{aq}	$L_{aq}, Гн \times 10^{-2}$
1975000	1,122	0,280	0,201	0,718	1,320
3950000	1,411	0,445	0,296	0,665	1,060
7900000	2,057	0,595	0,362	0,608	0,712
15800000	3,490	0,690	0,402	0,583	0,408

В таблицах:

B_{ad} , B_{aq} - максимальные значения магнитной индукции на продольной и поперечной осях поля реакции якоря; B_{ad1} , B_{aq1} - основные гармонические индукции этих полей;

$$k_{ad} = \frac{B_{ad1}}{B_{ad}}; \quad k_{aq} = \frac{B_{aq1}}{B_{aq}} \quad - \text{коэффициенты формы поля продольной и}$$

поперечной реакции якоря возбуждателя; L_{ad} , L_{aq} - собственные индуктивности обмотки якоря по продольной и поперечной осям.

На рис.3.16 показаны зависимости коэффициентов формы поля и индуктивностей ОЯВ от насыщения магнитной цепи.

По результатам расчетов можно отметить следующее:

- величина коэффициентов формы поля продольной k_{ad} , и в еще большей степени поперечной k_{aq} реакции якоря отличается от той, которая характерна для явнополюсных синхронных машин классической конструкции из-за особенностей построения схемы обмотки ротора БЭГ, что необходимо учитывать в проектировочных расчетах;

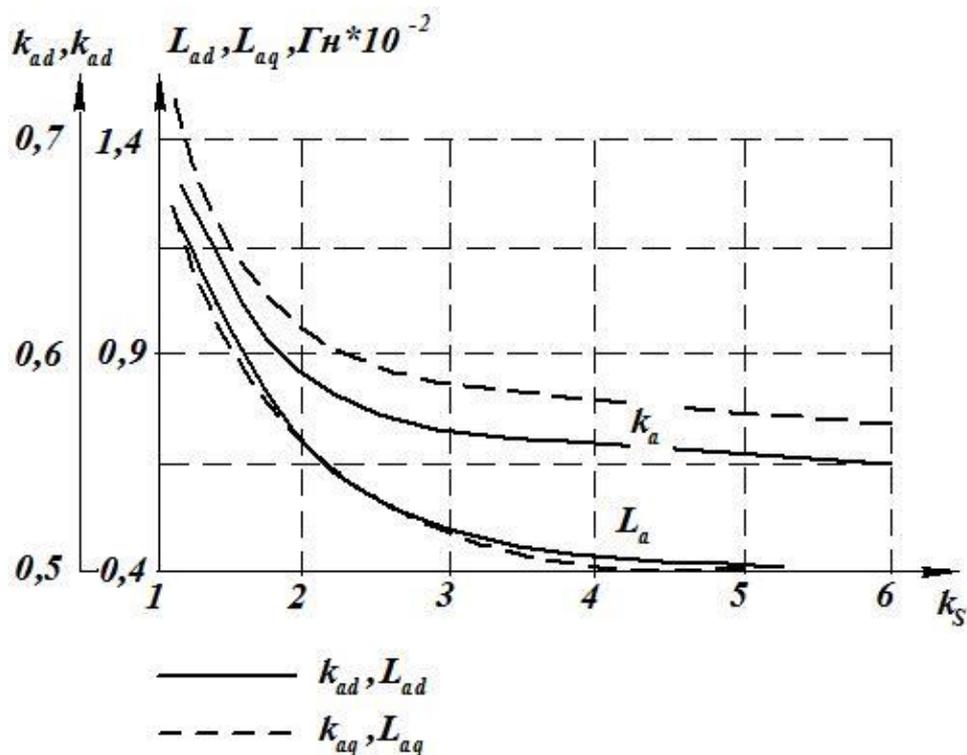


Рисунок 3.16 - Зависимости коэффициентов формы поля реакции якоря и индуктивностей от насыщения

- для возбuditеля БЭГ $k_{aq} > k_{ad}$, что нехарактерно для СМ классического исполнения. Это обуславливает и соотношение между индуктивными сопротивлениями реакции якоря $x_{aq} > x_{ad}$. Относительная разница между указанными параметрами весьма мала и в зависимости от насыщения составляет (4 ÷ 5)%;

- с ростом интенсивности поля якоря значения k_{ad} , k_{aq} уменьшаются вследствие уплощения кривой поля в зазоре, что хорошо согласуется с общей теорией электрических машин;

- собственная индуктивность обмотки якоря возбuditеля практически не зависит от ориентации поля якоря относительно индуктора, $L_{ad} \approx L_{aq}$ при любой степени насыщения магнитной системы и, следовательно, электромагнитные процессы в возбuditеле БЭГ вне зависимости от конструкции ротора можно анализировать по аналогии с неявнополюсной СМ.

3.3.4. Холостой ход основного генератора

Исследование режима холостого хода генератора имеет практическое значение. В ходе решения этой задачи определяются параметры генератора: собственная индуктивность обмотки возбуждения L_{f2} , взаимная индуктивность между обмотками возбуждения и якоря M_{fa2} , величина коэффициента рассеяния магнитной системы генератора $k_{\sigma 2}$, коэффициенты полюсного перекрытия $\alpha_{\delta 2}$ и формы ЭДС k_{B2} , входящие в выражение постоянной Арнольда и определяющие совместно с электромагнитными нагрузками размеры активной зоны генератора. Определение указанных параметров осуществлялось с учетом существования в общей магнитной системе БЭГ $2p_1$ - полюсного поля интегрированного возбuditеля. Режим работы возбuditеля – короткое замыкание.

Расчет проводился для двух состояний магнитной системы (при двух значениях тока в обмотке возбуждения). Определены вышеозначенные параметры генератора и их изменение в результате изменения состояния магнитной цепи машины. На рис.3.17 показаны картина магнитного поля основного генератора и распределение этого поля в зазоре на двух полюсных делениях при подмагничивании полем возбuditеля. Данные расчета сведены в таблицу 3.8.

Параметры поля и обмотки возбуждения генератора

Таблица 3.8

$j, A/m^2$	k_s	$\alpha_{\delta 2}$	k_{f2}	k_{B2}	$L_{f2}, Гн$	$M_{fa2}, Гн$	$k_{\sigma 2}$
3162500	1,096	0,699	1,093	1,106	$6,53 \cdot 10^{-3}$	$1,36 \cdot 10^{-3}$	1,206
12650000	2,863	0,676	1,046	1,094	$2,45 \cdot 10^{-3}$	$4,94 \cdot 10^{-4}$	1,229

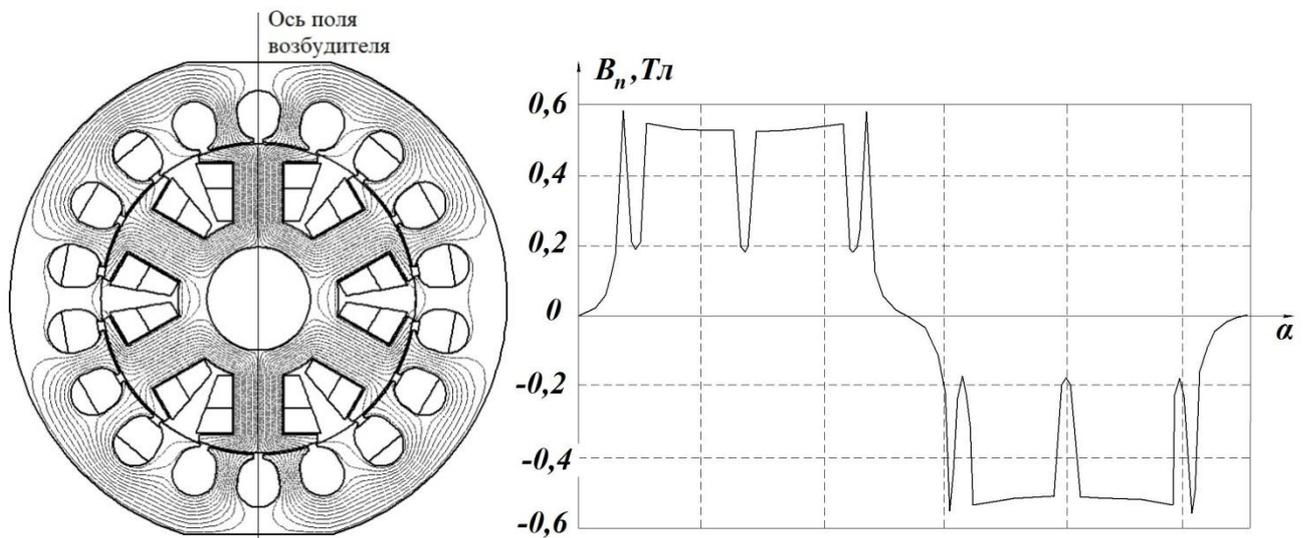


Рисунок 3.17–Картина поля генератора и распределение нормальной составляющей магнитной индукции в зазоре

Результаты расчета показывают хорошую сходимость с аналитическими данными для явнополусных СМ с равномерным воздушным зазором.

Расчетные коэффициенты, характеризующие поле мало зависят от насыщения в рабочем диапазоне магнитных нагрузок. Коэффициент рассеяния магнитной системы генератора $k_{\sigma 2}$ составляет довольно существенную величину, что впрочем, также коррелируется с классическими данными по СМ.

3.3.5 Реакция якоря генератора

При моделировании нагрузочного режима работы необходимо знать такие параметры генератора, как индуктивные сопротивления реакции якоря по продольной и поперечной осям x_{ad2} , x_{aq2} , которые определяются согласно выражениям

$$x_{ad2} = \omega L_{ad2}; \quad x_{aq2} = \omega L_{aq2}, \quad (3.77)$$

где $\omega = 2\pi f_s$ - угловая частота вращения магнитного поля генератора.

Для сокращения временных затрат при решении в дальнейшем задач параметрической оптимизации БЭГ желательно знать коэффициенты формы поля про-

дольной и поперечной реакции якоря k_{ad} , k_{aq} , устанавливающие связь между максимальным значением индукции поля якоря и первой гармоникой этого поля

$$k_{ad} = \frac{B_{ad1}}{B_{ad}}; \quad k_{aq} = \frac{B_{aq1}}{B_{aq}}. \quad (3.78)$$

Эти коэффициенты в общем случае при равномерном немагнитном зазоре являются функциями конструктивного коэффициента полюсного перекрытия α_p

и отношения величины зазора к полюсному делению $\frac{\delta}{\tau}$

$$k_{ad}; k_{aq} = f\left(\alpha_p, \frac{\delta}{\tau}\right) \quad (3.79)$$

С целью нахождения указанных параметров решены две задачи:

- моделирование *продольной* реакция якоря;
- моделирование *поперечной* реакция якоря.

Первая задача предполагает совпадение продольной оси поля возбуждения и оси фазы обмотки якоря, ток в которой максимален в данный момент времени. Задаются токи в фазах обмотки якоря генератора. Для учета влияния $2p_1$ - полюсного поля возбуждителя на параметры основного генератора в модели заданы источники поля возбуждения и реакции якоря возбуждителя. Обмотка возбуждения генератора обесточена. На рис.3.18 показана картина поля продольной реакции якоря и распределение магнитной индукции на середине зазора.

Вторая задача решается при ориентации поперечной оси q индуктора вдоль оси фазы обмотки якоря с максимальным током. На рис.3.19 приведены вышеуказанные характеристики для поля поперечной реакции якоря.

Найденные в ходе решения поставленных задач значения коэффициентов формы поля поперечной реакции якоря k_{aq} хорошо согласуются с величинами этих коэффициентов, известными для явнополюсных СМ с равномерным зазором [68] (рис.3.20), поэтому при решении задач проектирования численный расчет поля поперечной реакции якоря основного генератора может быть исключен из оптимизационного алгоритма.

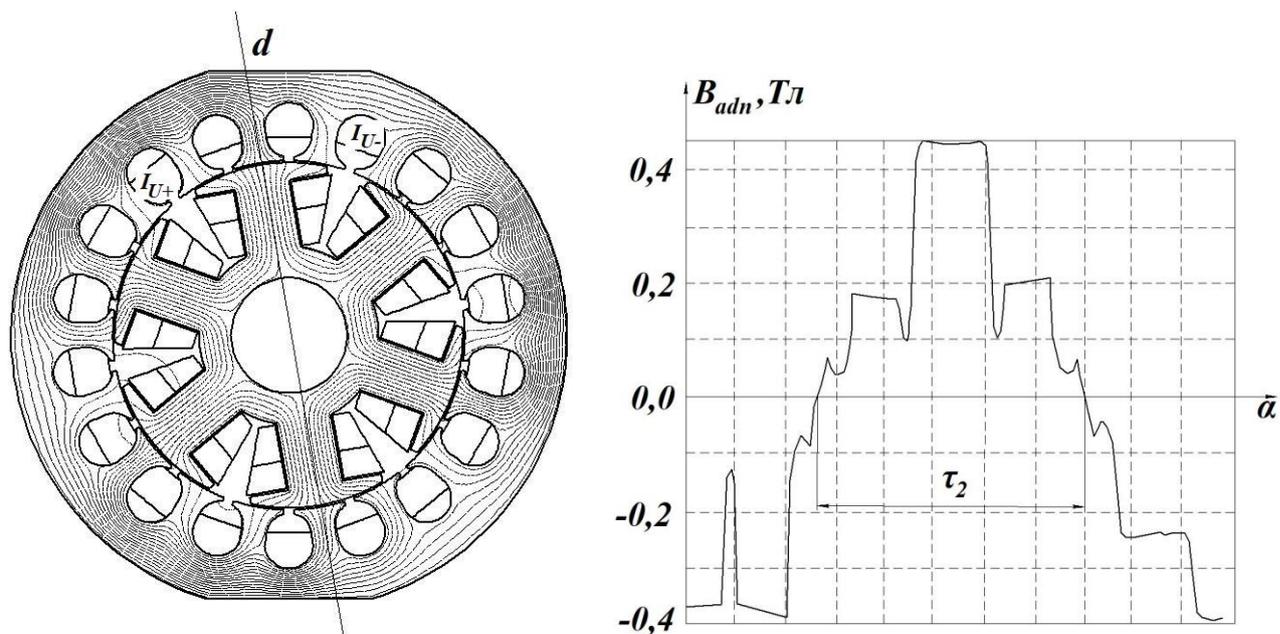


Рисунок 3.18 - Картина магнитного поля продольной реакции якоря и распределение индукции в зазоре

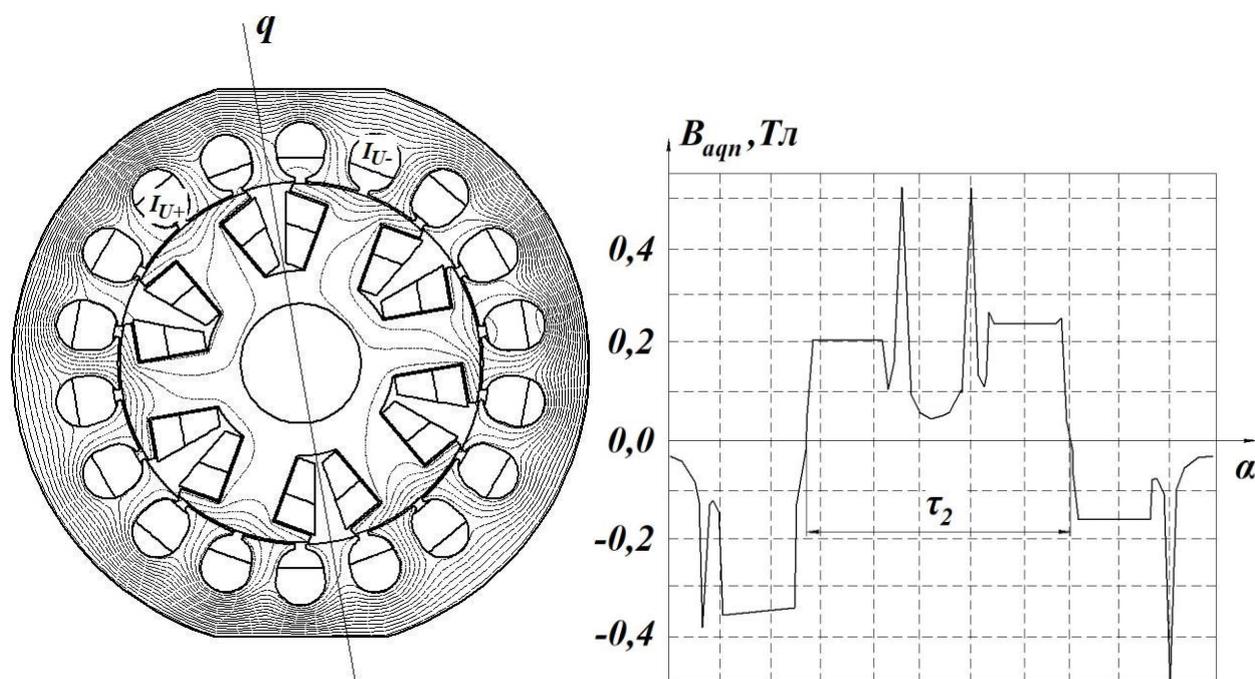


Рисунок 3.19 - Картина магнитного поля поперечной реакции якоря и распределение индукции в зазоре

Нельзя сказать того же о коэффициентах продольного поля k_{ad} . Отличия в значениях данных коэффициентов, определенных посредством решения полевой

задачи для БЭГ и известных для явнополюсных СМ объясняются учетом реальной зубцово-пазовой структуры статора, нелинейных свойств электротехнической стали и магнитной асимметрией сердечника статора относительно поля основного генератора.

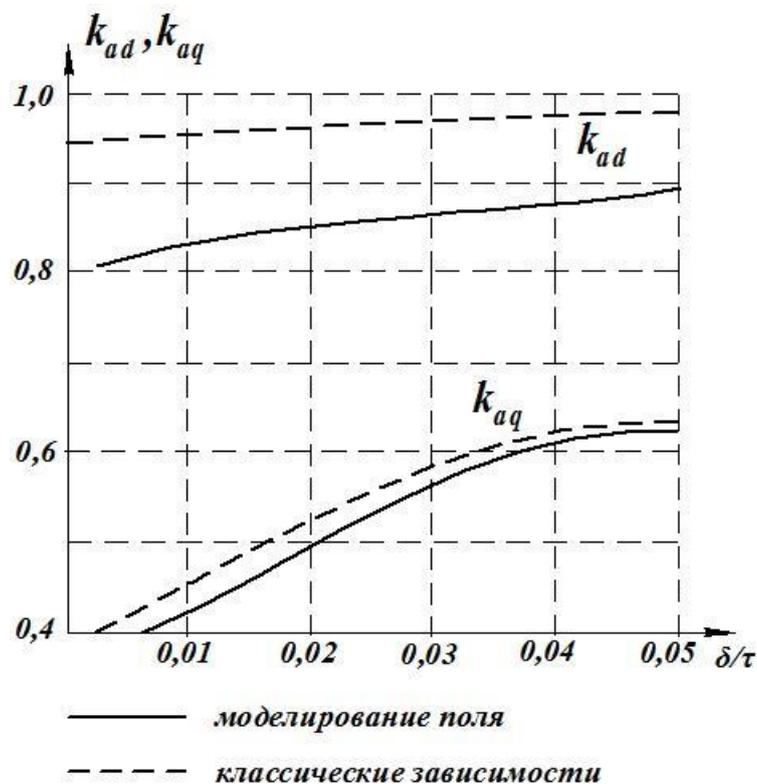


Рисунок 3.20 - Зависимости коэффициентов формы поля реакции якоря от относительной величины равномерного зазора

3.3.6. Моделирование нагрузочного режима работы

Ось магнитного поля реакции якоря основного генератора БЭГ в нагрузочном режиме работы сдвинута относительно оси поля возбуждения на угол Ψ , зависящий от величины и характера нагрузки основного каскада БЭГ. В тоже время, сердечник статора подмагничивается неподвижным в пространстве $2p_1$ полюсным полем возбuditеля, а сердечник ротора подвергается вращательному перемагничиванию с частотой $f_R = \frac{p_1 \cdot n}{60}$.

Моделирование магнитного поля при этих условиях осуществлялось следующим образом. Для момента времени t в модели были заданы постоянные токи в обмотках возбуждения возбудителя и генератора, мгновенные значения переменной составляющей тока ротора и фазных токов якорной обмотки генератора. Величина угла ψ между векторами ЭДС холостого хода (ось поля возбуждения основного генератора) и тока якоря (ось фазы) определена из векторной диаграммы при известных параметрах x_{ad2} и x_{aq2} , найденных в предыдущем параграфе. Ориентация осей полей возбуждения и реакции якоря возбудителя соответствовала режиму короткого замыкания (рабочий режим возбудителя). На рис.3.21 показана картина результирующего магнитного поля при переманчивании магнитной системы БЭГ двумя разнополюсными полями и распределение индукции этого поля в зазоре БЭГ.

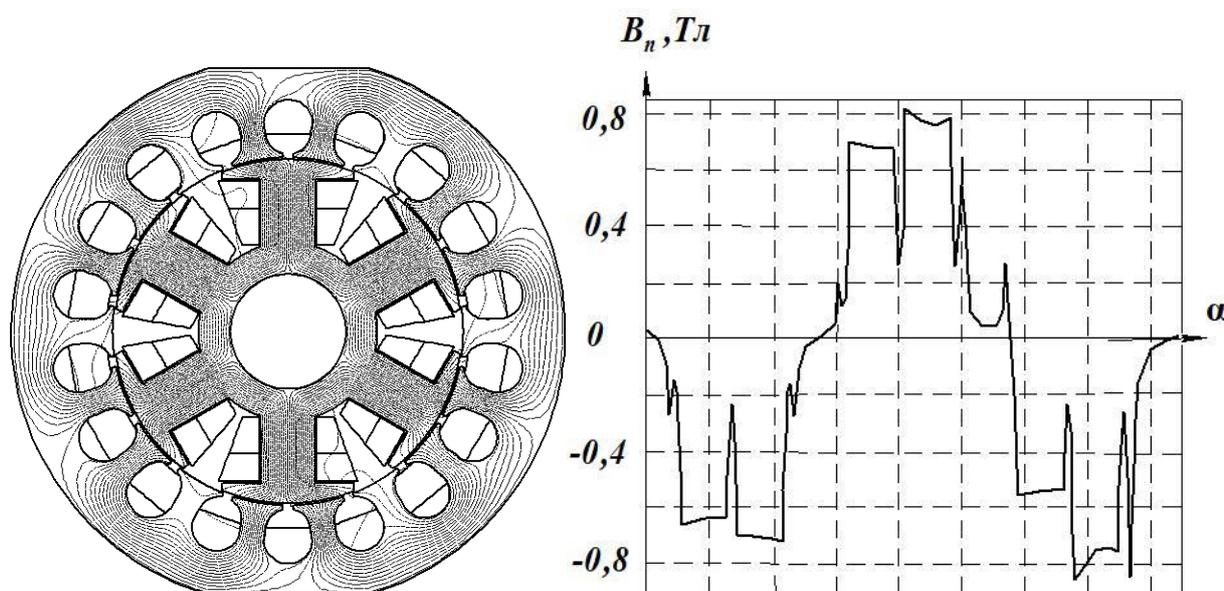


Рисунок 3.21 – Картина поля и распределение индукции в зазоре при наличии двух разнополюсных полей в общей магнитной системе БЭГ

Предложенный здесь метод моделирования магнитного поля и определения параметров БЭГ при переманчивании сердечников разнополюсными полями позволяет учитывать влияние поля возбудителя на параметры основного генерато-

ра при последующем анализе электромагнитных процессов системы возбудитель – генератор.

3.4. Магнитное поле и параметры генератора с магнитоэлектрическим возбуждением

Исследования по проектированию и созданию бесконтактных генераторов с магнитоэлектрическим возбуждением проводились авторским коллективом во главе с автором в рамках НИР по разработке:

- безредукторных ветрогенераторов малой мощности;
- стартер-генераторов для газотурбинного двигателя беспилотного летательного аппарата в период 2013-2017гг.

В первом случае объектом исследования являлся синхронный бесщеточный генератор с прямым приводом от ветроколеса. Достаточно низкие частоты вращения ($30 \div 150$) об/мин определили специфику конструкции генератора. Эти машины разрабатывались на ряд мощностей ($1 \div 5$) кВт и напряжений постоянного тока (12, 24, 48) В. В качестве источника магнитного поля использовались редкоземельные высококоэрцитивные постоянные магниты *NdFeB* с радиальным вектором намагниченности.

Поскольку центробежные усилия при низких частотах вращения незначительны, не возникает проблем с надежной фиксацией магнитов на роторе, а недостаточная механическая прочность спеченных сплавов *NdFeB* не является критичной. Ветроустановки обычно эксплуатируются на открытом воздухе в диапазоне температур окружающей среды ($-50 \div +40$)°C, поэтому при правильном выборе электромагнитных нагрузок постоянные магниты *NdFeB* не испытывают перегревов, существенно влияющих на их магнитное состояние.

Низкая частота вращения и небольшое напряжение генератора определяют наличие достаточно большого диаметра расточки статора и малой осевой длины машины, вследствие чего торцевые эффекты электромагнитного поля нельзя оставлять без внимания. В связи с этим была поставлена задача исследования маг-

нитного поля в трехмерной постановке. Данная задача была решена средствами численного моделирования поля.

Известно, что в случае наличия в области существования магнитного поля постоянных магнитов и сторонних источников тока, система уравнений вихревого магнитного поля приводится к виду

$$\begin{aligned} \operatorname{rot} \bar{H} &= \bar{J}_{cm}; \\ \operatorname{div} \bar{B} &= 0; \\ \mu^{-1} \bar{B} &= \bar{H} + \mu^{-1} \bar{B}_r, \end{aligned} \quad (3.80)$$

где \bar{B}_r - вектор остаточной магнитной индукции.

После взятия ротора от левой и правой частей последнего уравнения системы (3.80)

$$\operatorname{rot}(\mu^{-1} \bar{B}) = \operatorname{rot} \bar{H} + \operatorname{rot}(\mu^{-1} \bar{B}_r) \quad (3.81)$$

и введения векторного потенциала \bar{A} , подчиняющегося равенству $\operatorname{rot} \bar{A} = \bar{B}$, получаем уравнение для расчета стационарного магнитного поля с источниками

$$\operatorname{rot}(\mu^{-1} \operatorname{rot} \bar{A}) = \bar{J}_{cm} + \operatorname{rot}(\mu^{-1} \bar{B}_r). \quad (3.82)$$

В последнем выражении μ - абсолютная магнитная проницаемость, в общем случае тензор, зависящий от температуры, частоты и напряженности магнитного поля.

С учетом того, что $\mu^{-1} \bar{B}_r = \bar{H}_c$, где \bar{H}_c - вектор коэрцитивной силы и

$$\operatorname{rot}(\operatorname{rot} \bar{A}) = \operatorname{grad}(\operatorname{div} \bar{A}) - \nabla^2 \bar{A},$$

где $\nabla = \bar{i}_x \frac{\partial}{\partial x} + \bar{i}_y \frac{\partial}{\partial y} + \bar{i}_z \frac{\partial}{\partial z}$ - символический вектор

и по условию калибровки $\operatorname{div} \bar{A} = 0$, получаем

$$\nabla^2 \frac{\bar{A}}{\mu} = -\bar{j} + \operatorname{rot} \bar{H}_c. \quad (3.83)$$

Для трехмерных магнитных полей уравнение (3.83) превращается в систему из трех уравнений для проекций \bar{A} на оси координат.

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\mu_x} \frac{\partial A_x}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\mu_y} \frac{\partial A_y}{\partial y} \right) &= -j_z + \left(\frac{\partial H_{cy}}{\partial x} - \frac{\partial H_{cx}}{\partial y} \right); \\ \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\mu_y} \frac{\partial A_y}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{1}{\mu_z} \frac{\partial A_z}{\partial z} \right) &= -j_x + \left(\frac{\partial H_{cz}}{\partial y} - \frac{\partial H_{cy}}{\partial z} \right); \\ \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{1}{\mu_z} \frac{\partial A_z}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\mu_x} \frac{\partial A_x}{\partial x} \right) &= -j_y + \left(\frac{\partial H_{cx}}{\partial z} - \frac{\partial H_{cz}}{\partial x} \right); \end{aligned} \quad (3.84)$$

В уравнениях поля, записанных в виде (3.84) проекции тензора магнитной проницаемости являются функциями напряженности.

На рис. 3.22 показан вид активной зоны генератора с магнитоэлектрическим возбуждением, имеющего следующие параметры

Параметры и размеры активной зоны

Таблица 3.9

Параметр	Ед.изм.	Величина
Число пазов статора, z	-	54
Число полюсов, $2p$	-	12
Диаметр расточки, D	м	0,303
Длина зазора, l_δ	м	0,0015

При проектировании машин подобного типа актуален вопрос учета полей рассеяния индуктора. Особенно значимым это является для «коротких» машин, у которых относительно велико торцовое рассеяние. С целью определения полезного потока и потоков рассеяния была решена магнитоэлектрическая задача расчета поля БЭГ в трехмерной постановке в программной среде AnsysMaxwell. Ввиду поперечной симметрии расчет проводился на сегменте, включающем два полюсных деления. На границах расчетной области заданы условия равенства нулю векторного потенциала.

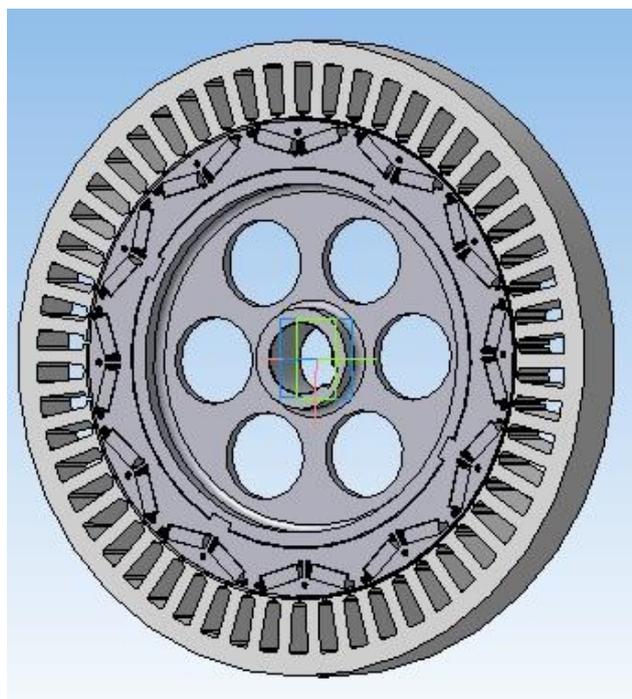


Рисунок 3.22 -3D проекция генератора

На рис. 3.23 показан фрагмент модели, включающий 2 полюсных деления. В качестве источника поля использовались высококоэрцитивные неодимовые магниты марки *N33SH*.

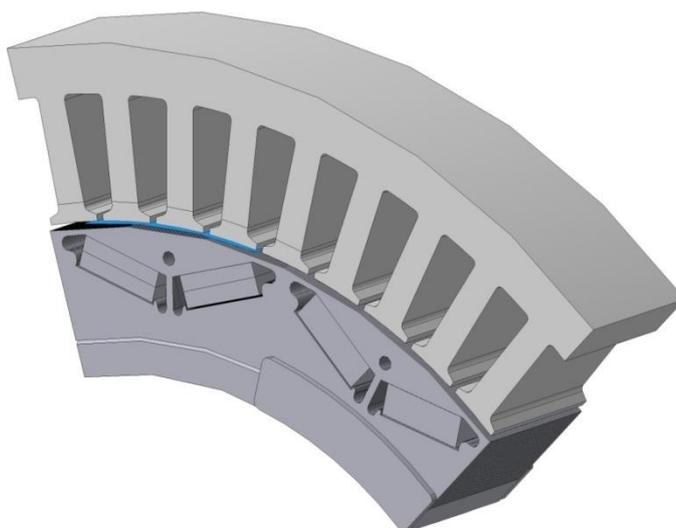


Рисунок 3.23 - Фрагмент модели

На рис. 3.24 показано распределение магнитной индукции в зазоре между статором и ротором при холостом ходе.

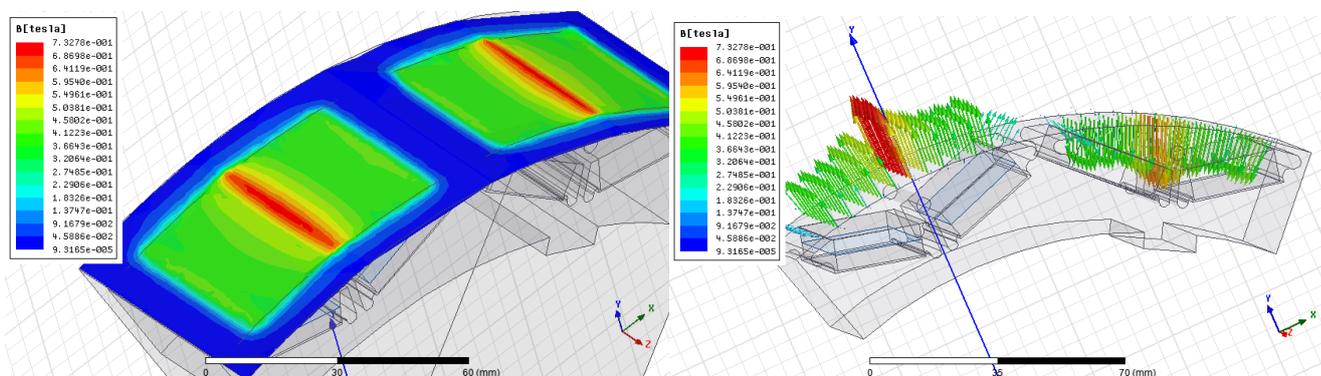


Рисунок 3.24 - Распределение магнитной индукции в зазоре

Известно [115], что для нахождения вектора потока через поверхность конечной величины S необходимо произвести интегрирование вектора по этой поверхности. Тогда поток через поверхность:

$$\Phi = \iint_S B(x, y, z) dS \quad (3.85)$$

Посредством калькулятора поля (Fieldcalculator) постпроцессора пакета Ansys Maxwell по формуле (3.85) были найдены потоки через нейтральное сечение постоянного магнита $\Phi_{ПМ}$, полезный поток в зазоре Φ_{δ} , потоки бокового рассеяния между одноименнополюсными $\Phi_{\sigma\delta o}$ и разноименнополюсными магнитами $\Phi_{\sigma\delta p}$. Расчетные сечения показаны на рис.3.25.

Согласно рис.3.25 магнитный поток в нейтральном сечении полюса складывается из потоков двух отдельных магнитов одинаковой полярности

$$\Phi_{ПМ} = \Phi_{ПМ1} + \Phi_{ПМ2} = 8,62 \cdot 10^{-4} + 8,6 \cdot 10^{-4} = 1,722 \cdot 10^{-3} \text{ Вб.}$$

Среднее значение магнитного потока в зазоре под полюсом

$$\Phi_{\delta} = 1,005 \cdot 10^{-3} \text{ Вб.}$$

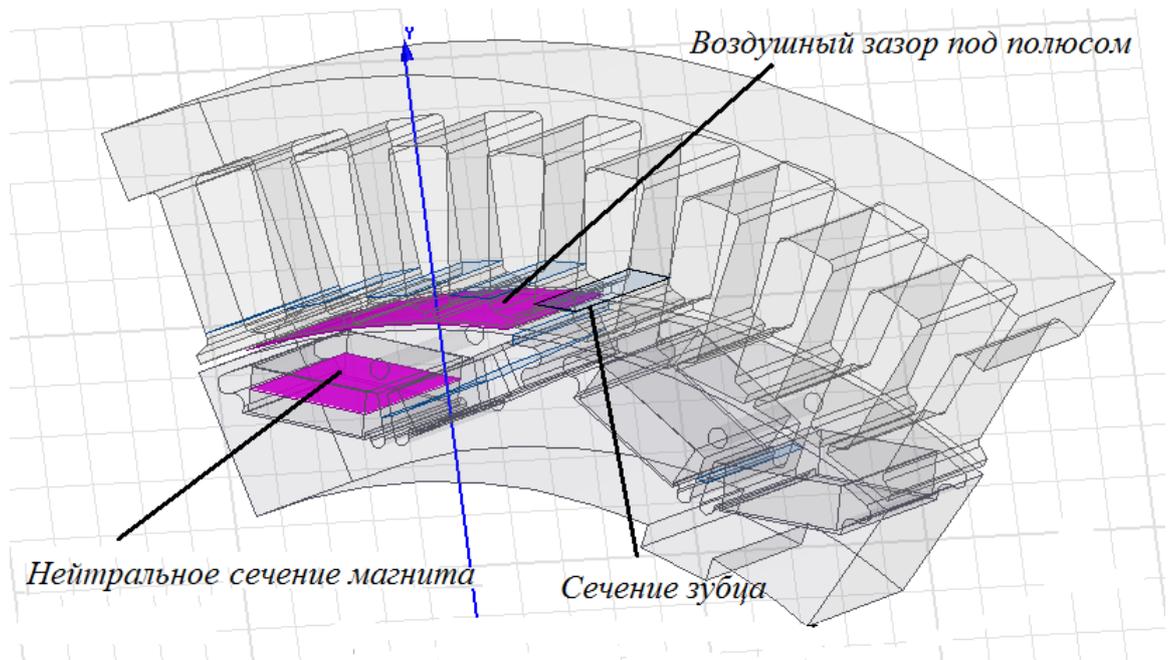


Рисунок 3.25 - Расчетные сечения модели БЭГ

Поток бокового рассеяния между одноименнополюсными магнитами определяется по совокупности трубок магнитного поля через сечение, показанное на рис.3.26.

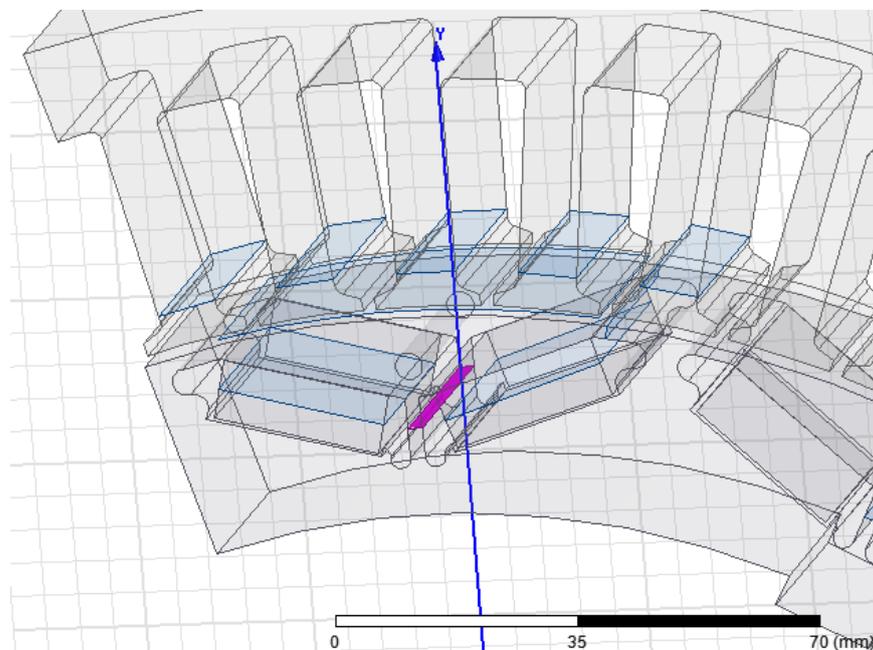


Рисунок 3.26 - Расчетное сечение для определения составляющей потока бокового рассеяния между магнитами одной полярности

Составляющая потока бокового рассеяния, замыкающегося между разноименнополюсными магнитами, была найдена как поток через сечение по рис.3.27. На рис.3.28. показана картина магнитного поля в поперечном сечении ротора БЭГ, где хорошо заметно насыщение мостиков потоками бокового рассеяния между одноименнополюсными и разноименнополюсными магнитами. Найденные по результатам решения полевой задачи потоки бокового рассеяния

$$\Phi_{\sigma_{\delta o}} = 1,77 \cdot 10^{-4} \text{ Вб}; \quad \Phi_{\sigma_{\delta p}} = 1,58 \cdot 10^{-4} \text{ Вб}.$$

Коэффициент бокового рассеяния может быть определен по формуле

$$k_{\sigma_{\delta}} = 1 + \frac{(\Phi_{\sigma_{\delta o}} + \Phi_{\sigma_{\delta p}})}{\Phi_{\delta}} = 1 + \frac{(1,77 + 1,58) \cdot 10^{-4}}{1,005 \cdot 10^{-3}} = 1,333.$$

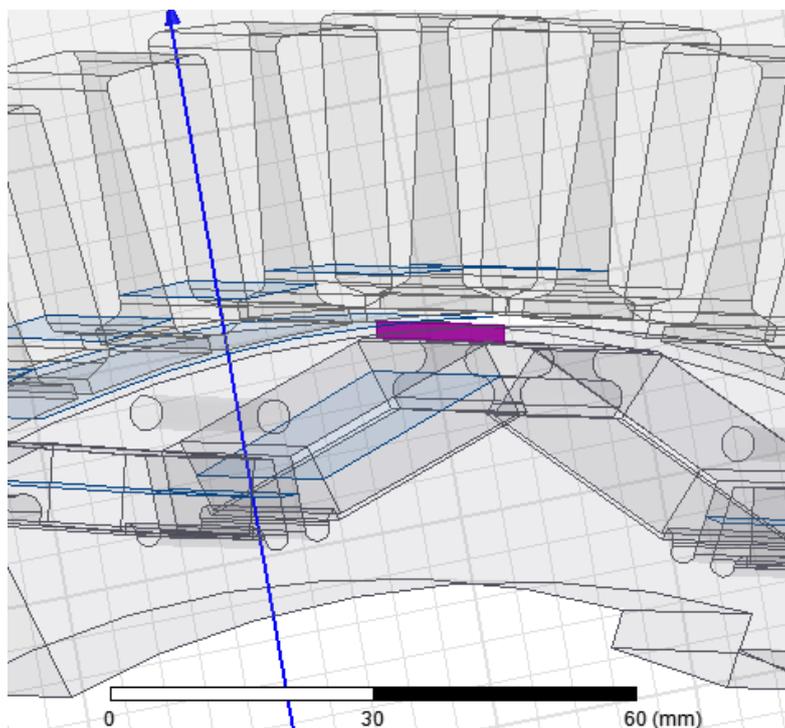


Рисунок 3.27 - Расчетное сечение для определения составляющей потока бокового рассеяния между магнитами разной полярности

Составляющая поля торцового рассеяния определяется следующим образом

$$\begin{aligned} \Phi_{\sigma T} &= \Phi_{ПМ} - \Phi_{\delta} - \Phi_{\sigma_{\delta o}} - \Phi_{\sigma_{\delta p}} = 1,722 \cdot 10^{-3} - 1,005 \cdot 10^{-3} \\ &- 1,77 \cdot 10^{-4} - 1,58 \cdot 10^{-4} = 3,82 \cdot 10^{-4} \text{ Вб}, \end{aligned}$$

а коэффициент торцового рассеяния

$$k_{\sigma T} = 1 + \frac{\Phi_{\sigma T}}{\Phi_{\delta}} = 1 + \frac{3,82 \cdot 10^{-4}}{1,005 \cdot 10^{-3}} = 1,38.$$

Полный коэффициент рассеяния индуктора БЭГ

$$k_{\sigma} = \frac{\Phi_{\text{ИМ}}}{\Phi_{\delta}} = \frac{1,722 \cdot 10^{-3}}{1,005 \cdot 10^{-3}} = 1,713.$$

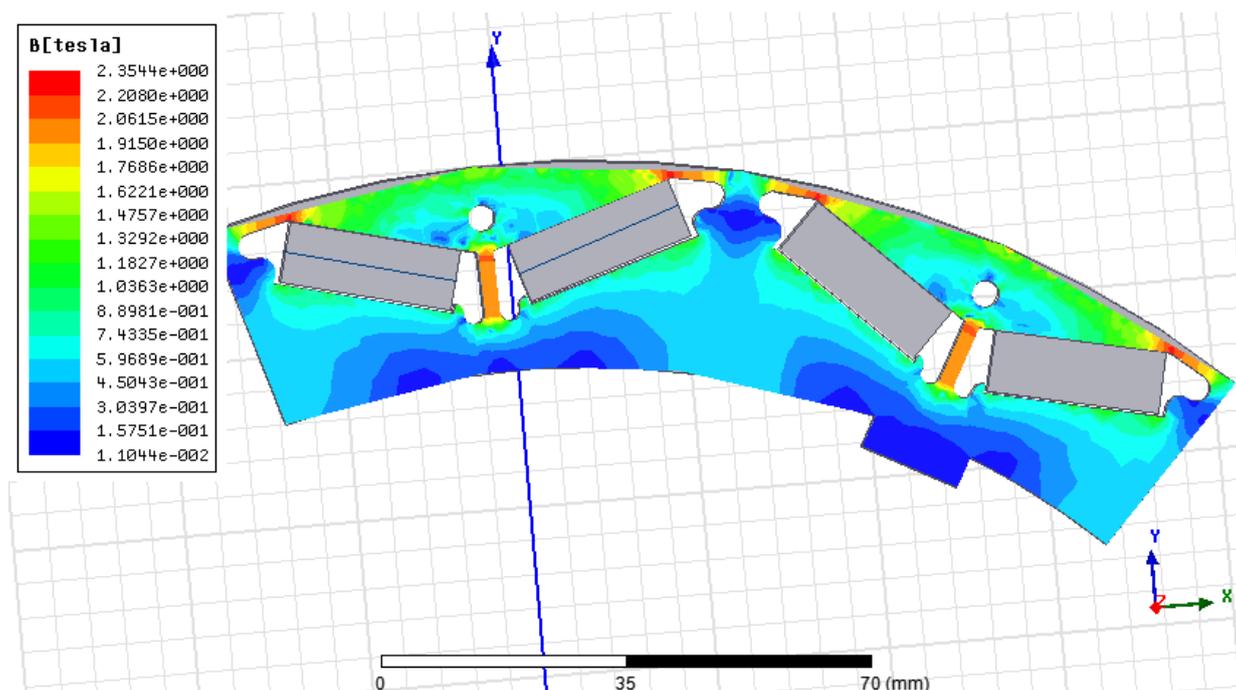


Рисунок 3.28 - Картина магнитного поля БЭГ в поперечном сечении ротора.

На рис.3.29 показана картина магнитного поля БЭГ с векторами полезного потока и потоков рассеяния.

Как показывают результаты моделирования потоки торцового рассеяния в «коротких» машинах с магнитоэлектрическим возбуждением могут составлять до 40% от полного потока магнитов, а полное рассеяние достигает 70%. Это обстоятельство необходимо учитывать на стадии проектирования генераторов подобного типа.

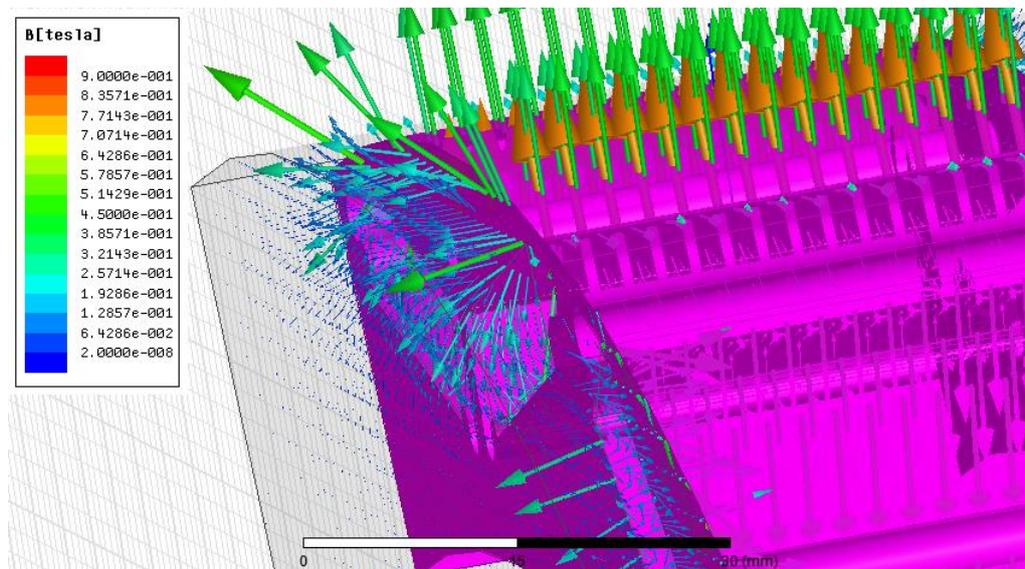


Рисунок 3.29 - Картина магнитного поля БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением в торцевой зоне

С целью определения изменения коэффициента торцового рассеяния магнитной системы при варьировании относительной длины зазора БЭГ решен ряд задач в трехмерной постановке. Результаты решения представлены на рис.3.30 в виде зависимости коэффициента торцового рассеяния $k_{\sigma T}$ от относительной длины воздушного зазора λ .

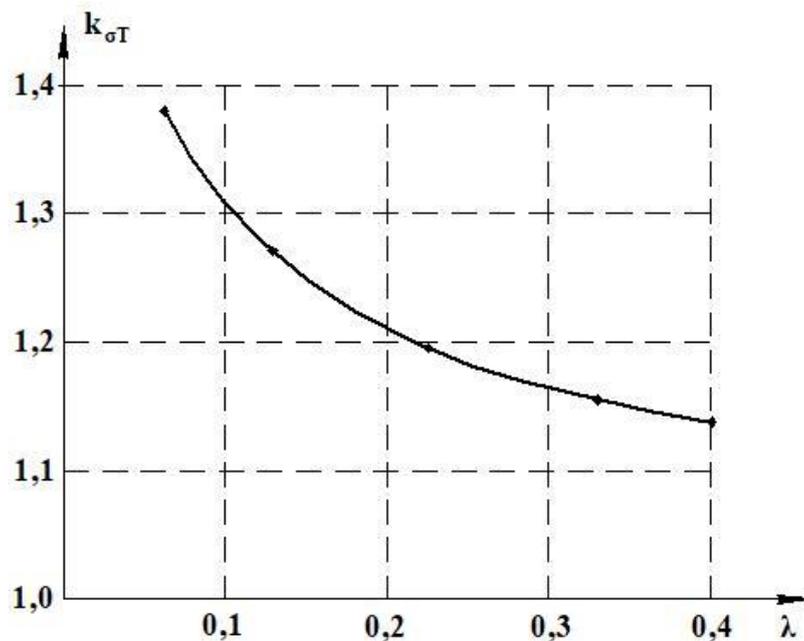


Рисунок 3.30 - Зависимость коэффициента торцового рассеяния от относительной длины зазора

При создании высокоскоростных стартер-генераторов для беспилотных летательных аппаратов одной из проблем, требующих решения при их проектировании, является нахождение ряда коэффициентов, среди которых: расчетный коэффициент полюсного перекрытия α_s и коэффициент формы ЭДС k_B . Поскольку генераторный режим работы таких машин является основным, при их разработке справедливы методики, характерные для проектирования БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением.

В настоящее время при использовании в высокоэнергетических ЭМП радиально намагниченных постоянных магнитов (ПМ) относительная длина полюсной дуги $\alpha = \frac{b_p}{\tau}$ при равномерном воздушном зазоре выбирается в диапазоне (0,8-1,0), что отличается от рекомендаций для классических радиально-возбуждаемых явнополюсных синхронных машин. Поэтому задача нахождения коэффициентов α_s и k_B для данного диапазона α является актуальной.

Действие магнитного поля реакции якоря на основной магнитный поток в машинах с магнитоэлектрическим возбуждением отличается от аналогичного влияния у классических радиально-возбуждаемых машин с электромагнитным возбуждением [14,40]. Следовательно, задача определения коэффициентов приведения магнитного напряжения реакции якоря по продольной k_{ad} и поперечной k_{aq} осям к магнитному напряжению эквивалентной обмотки возбуждения является важной.

Кроме этого, распределение поля возбуждения в воздушном зазоре при изменении относительной длины полюсной дуги также изменяется, что требует учета данного обстоятельства путем коррекции коэффициента формы поля возбуждения k_f .

Поставленные задачи по расчету указанных коэффициентов решались методами численного моделирования магнитного поля. Исследовалось магнитное поле при заданной геометрии активной зоны статора и варьировании относительной длины полюсной дуги. При этом площадь поперечного сечения (объем или энер-

гия) ПМ оставались неизменными. В качестве источника поля использовались высококоэрцитивные магниты $NdFeB$ марок $N38H$, $N33SH$ и токи в обмотках якоря. В результате моделирования получены распределения магнитного поля возбуждения при холостом ходе, продольной и поперечной реакции якоря, которые показаны на рис.3.31.

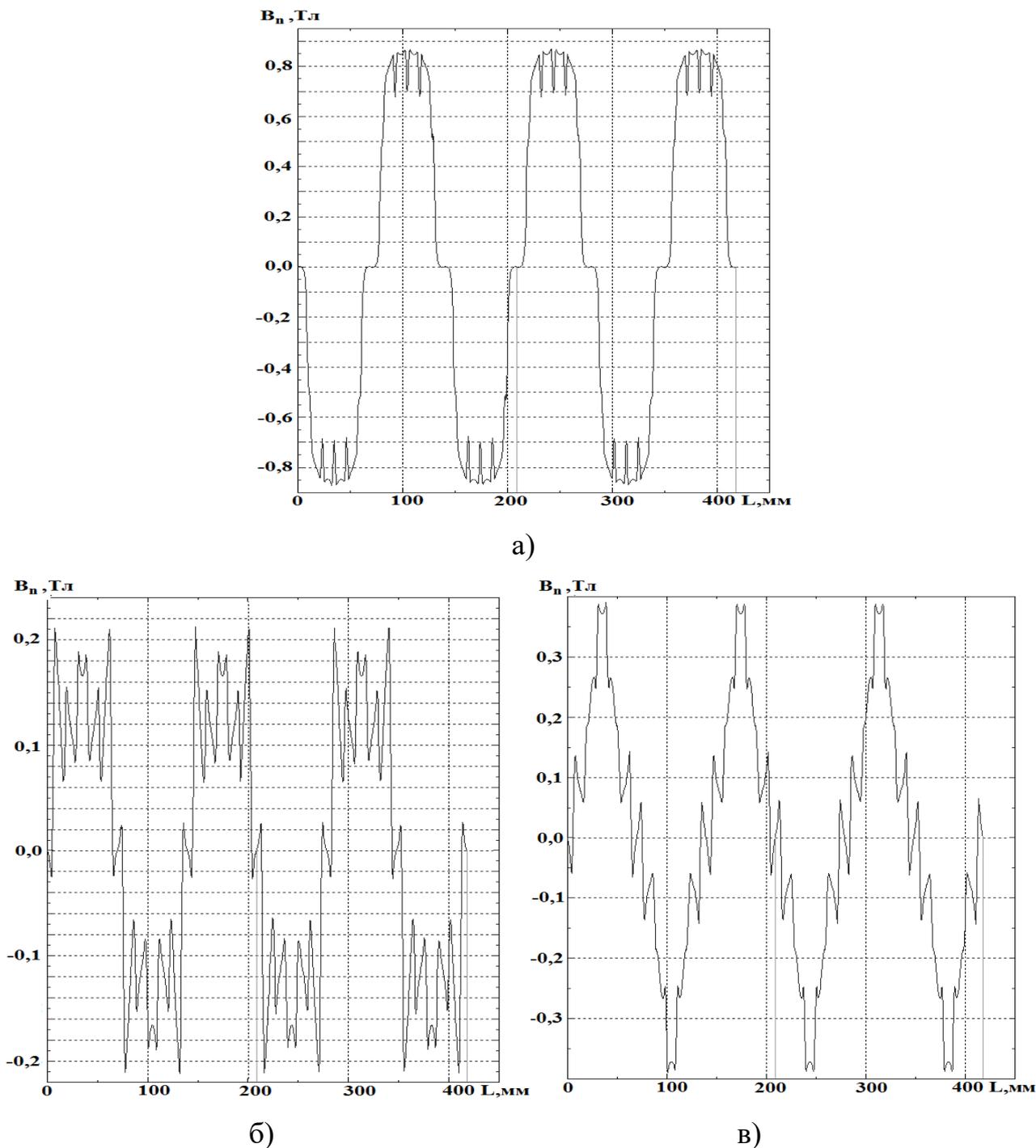


Рисунок 3.31 - Распределение магнитной индукции полей возбуждения а), продольной б) и поперечной в) реакции якоря на середине воздушного зазора

В таблице 3.10 приведены результаты расчета коэффициентов полюсного перекрытия, формы ЭДС стартер-генератора с магнитоэлектрическим возбуждением, а на рис.3.32 – графические зависимости данных коэффициентов от относительной длины полюсной дуги.

**Коэффициенты, характеризующие поле возбуждения
магнитоэлектрического стартер-генератора**

Таблица 3.10

Коэффициент	$\alpha = \beta/\tau$					
	0,667	0,742	0,817	0,892	0,967	1,000
α_δ	0,598	0,666	0,729	0,787	0,844	0,864
k_B	1,183	1,134	1,088	1,033	0,982	0,962
$\alpha_\delta \cdot k_B$	0,707	0,755	0,793	0,813	0,829	0,831

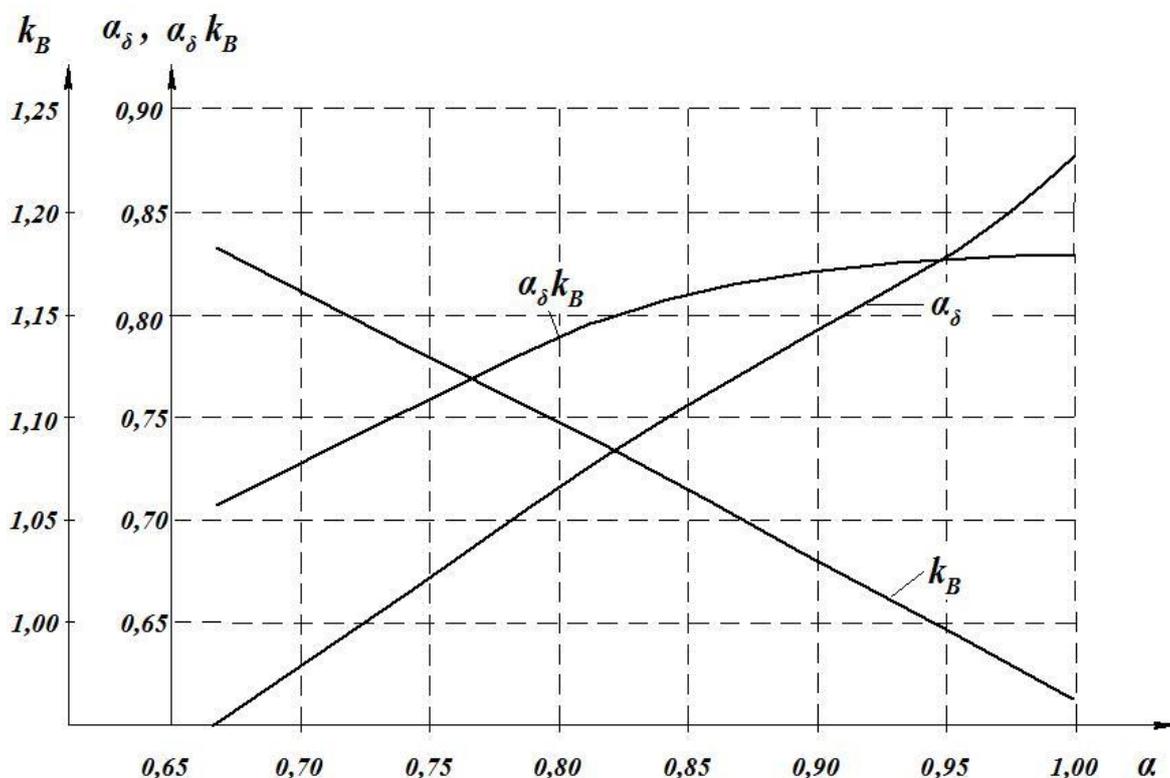


Рисунок 3.32 - Зависимости коэффициентов полюсного перекрытия, формы ЭДС от относительной длины полюсной дуги

Анализ полученных зависимостей позволяет сделать следующие выводы:

- при увеличении относительной длины полюсной дуги от 0,67 до 1,0 коэффициент формы ЭДС линейно уменьшается от 1,183 до 0,962. При этом среднее значение магнитной индукции на протяжении полюсного деления B_{cp} монотонно возрастает, а амплитуда основной гармонической имеет максимум в области $\alpha \approx 0,9$;

- расчетный коэффициент полюсной дуги α_δ изменяется в пределах $0,6 \div 0,865$, достигая максимума при $\alpha = 1$, а максимальная индукция на оси полюса падает, так как с ростом α уменьшается толщина постоянного магнита;

- произведение коэффициентов k_B и α_δ , влияющее на главные размеры генератора в выражении для постоянной Арнольда

$$C_A = D^2 l = \frac{6,1 \cdot P'}{\alpha_\delta k_B k_o A B_\delta n}, \quad (3.86)$$

в диапазоне $\alpha = 0,667 \div 0,9$ растет, а при дальнейшем увеличении α остается практически неизменным, достигая значения 0,83 при $\alpha = 1$;

Коэффициент формы поля возбуждения радиально намагниченного магнита

$$k_f = \frac{B_{fm1}}{B_{fm}}; \quad (3.87)$$

где B_{fm1} и B_{fm} - амплитуда основной гармонической магнитной индукции поля возбуждения и значение этой индукции по оси полюса на средней линии воздушного зазора соответственно.

Коэффициенты формы поля продольной и поперечной реакции якоря

$$k_d = \frac{B_{ad1}}{B_{ad}}; \quad k_q = \frac{B_{aq1}}{B_{aq}}, \quad (3.88)$$

здесь B_{ad1} и B_{ad} - амплитуда основной гармонической магнитной индукции поля продольной реакции якоря и значение этой индукции по оси обмотки якоря, когда эта ось совпадает с продольной осью полюсов, на средней линии воздушного зазора соответственно;

B_{aq} и B_{aq} - амплитуда основной гармонической магнитной индукции поля поперечной реакции якоря и значение этой индукции по оси обмотки якоря, когда эта ось совпадает с поперечной осью полюсов, на средней линии воздушного зазора соответственно.

Для нахождения индуктивных сопротивлений реакции якоря необходимо знать значения коэффициентов приведения магнитного напряжения реакции якоря по продольной k_{ad} и поперечной k_{aq} осям к магнитному напряжению эквивалентной обмотки возбуждения.

$$k_{ad} = \frac{k_d}{k_f}; k_{aq} = \frac{k_q}{k_f}. \quad (3.89)$$

Данные коэффициенты найдены последовательным моделированием режимов холостого хода, продольной и поперечной реакции якоря при различных значениях относительной длины полюсной дуги. Результаты расчета сведены в таблицу 3.11.

**Коэффициенты, характеризующие магнитное поле
магнитоэлектрического стартер-генератора**

Таблица 3.11

Коэффициент	$\alpha = \beta/\tau$					
	0,667	0,742	0,817	0,892	0,967	1,000
k_d	0,775	0,765	0,757	0,790	0,796	0,815
k_q	0,715	0,662	0,645	0,625	0,645	0,807
k_f	1,000	1,068	1,122	1,150	1,172	1,175
k_{ad}	0,775	0,716	0,675	0,687	0,679	0,694
k_{aq}	0,715	0,620	0,575	0,543	0,550	0,687

На рис.3.33 показаны зависимости коэффициентов формы поля и приведения магнитных напряжений от относительной длины полюсной дуги.

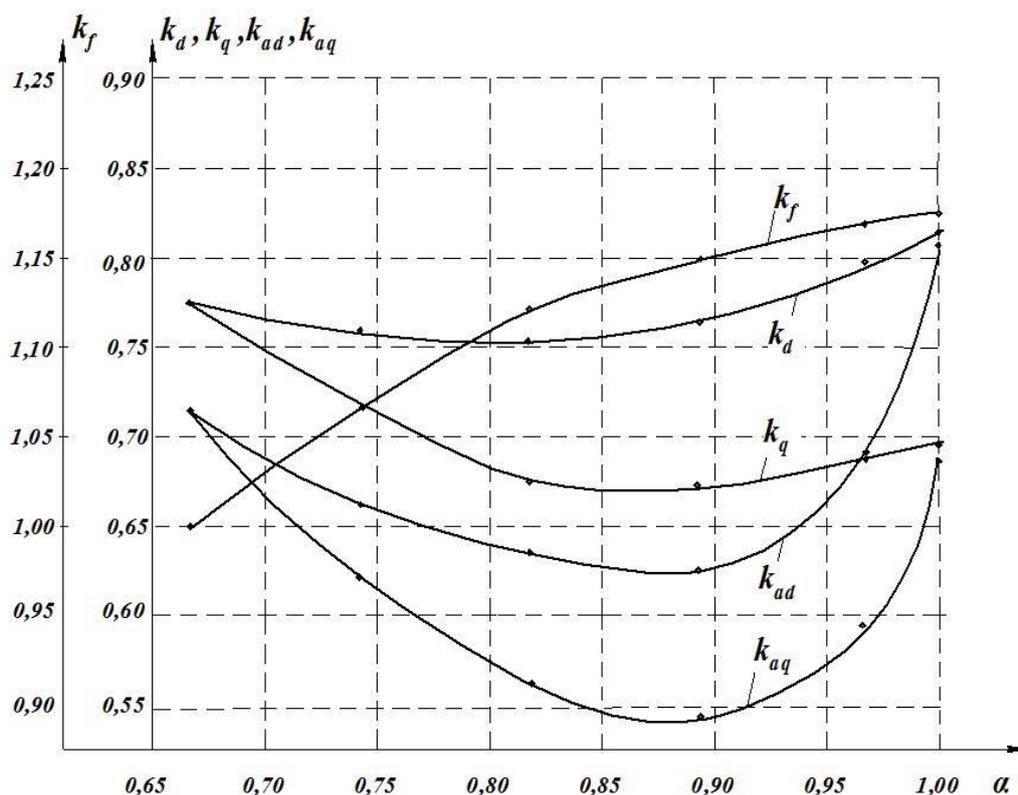


Рисунок 3.33 - Зависимости коэффициентов формы поля возбуждения k_f , продольной k_d и поперечной k_q реакции якоря, приведения k_{ad}, k_{aq} от относительной длины полюсной дуги

Полученные при моделировании зависимости позволяют сделать следующие выводы:

- коэффициенты приведения k_{ad}, k_{aq} имеют минимум в области $\alpha \approx 0,85 \div 0,9$, следовательно, именно при таких значениях относительной длины полюсной дуги действие реакции якоря на поле постоянных магнитов минимально;

- коэффициент формы поля возбуждения (относительная величина основной гармонической) k_f , характеризующий эффективность использования магнита, монотонно возрастает с ростом α , достигая максимума при $\alpha = 1$;

- коэффициенты формы поля реакции якоря k_d и k_q также имеют минимумы, при которых наблюдаются соответствующие минимумы индуктивных сопро-

тивлений реакции якоря по продольной и поперечной осям x_{ad} , x_{aq} и синхронных индуктивных сопротивлений x_d , x_q . Эти значения определяют отношение короткого замыкания и, как следствие, максимум перегрузочной способности.

В результате проведенных исследований установлено, что максимальная мощность магнитоэлектрического стартер-генератора в заданных габаритах и определенном объеме магнитов достигается за счет минимизации размагничивающего действия реакции якоря на поле постоянных магнитов при значениях относительной длины полюсной дуги $\alpha \approx 0,85 \div 0,95$.

3.5. Выводы по третьей главе

По результатам исследования магнитного поля БЭГ и численного решения задач моделирования можно сделать следующие выводы:

1. Предложенная математическая модель электромагнитного поля БЭГ, отличающаяся уточненным учетом взаимного действия обмоток генератора, насыщения магнитопровода, существенного влияния дифференциального рассеяния и укорочения шага электрически совмещенной обмотки ротора, исчерпывающе описывает электромагнитные и электромеханические процессы в установившихся и переходных режимах работы.

2. В процессе решения поставленных задач определены потокосцепления, собственные и взаимные индуктивности обмоток БЭГ с учетом существования двух магнитных полей в общем магнитопроводе, силовые параметры, необходимые для решения в дальнейшем задач имитационного моделирования установившихся, переходных, аварийных режимов работы БЭГ и оптимального проектирования.

3. В результате исследования режима холостого хода возбудителя установлено, что в отличие от синхронных машин неявнополюсной конструкции оптимальное, с точки зрения приближения распределения магнитного поля к синусоиде, отношение обмотанной части статора к полной составляет $\frac{4}{9}$. Однако, по усло-

вию совмещения разнополюсных магнитных полей в общей магнитной системе для БЭГ с интегрированным возбудителем практически реализуемой является величина ρ , при которой отсутствует индуктивная связь с магнитным полем основной машины.

4. Поле якоря возбудителя исследовалось с позиций теории двух реакций, т.к. явнополюсная конструкция ротора обуславливает различие в магнитных проводимостях по продольной и поперечной осям. Определены зависимости коэффициентов продольной и поперечной реакции якоря и индуктивностей по осям в функции степени насыщения. Установлено, что в отличие от классических СМ во всем рабочем диапазоне изменения напряженности магнитного поля магнитная проводимость по поперечной оси выше, чем по продольной.

5. Решение $3D$ задачи распределения магнитного поля в активной зоне «коротких» БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением (с относительной длиной $\lambda \leq 0,4$) позволило установить, что значения потоков бокового и торцового рассеяния постоянных магнитов составляет величину, превышающую в некоторых случаях 70% от полезного потока. Полученные значения коэффициента рассеяния от относительной длины машины в обязательном порядке должны учитываться при оптимизационном проектировании.

6. Получены зависимости коэффициента формы ЭДС и расчетного коэффициента полюсного перекрытия для СМ с магнитоэлектрическим возбуждением и радиально намагниченными постоянными магнитами, расположенными на поверхности ротора от относительной длины полюсной дуги магнита. Установлено, что максимальная мощность в заданных габаритах при определенном объеме магнитов достигается за счет минимизации размагничивающего действия реакции якоря на поле постоянных магнитов при значениях относительной длины полюсной дуги $\alpha \approx 0,85 \div 0,95$.

4. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРОЦЕССОВ БЭГ КАК МАШИННО-ВЕНТИЛЬНОЙ СИСТЕМЫ

Бесщеточные генераторы, работающие на выпрямительную нагрузку, относятся к динамическим системам переменной структуры. Ряд упрощающих допущений позволяет рассматривать их как системы с периодически изменяющимися параметрами в режиме установившейся частоты вращения и мгновенной коммутации фаз якорной обмотки. Для такого квазиустановившегося режима математическая модель БЭГ может быть разработана на основе теории электрических цепей с переменными параметрами при использовании методов классической электродинамики.

Как было показано в главе 1, наиболее предпочтительным при разработке математической модели генератора с переменной структурой является вариационный принцип.

4.1. Функциональная математическая модель вентильного БЭГ с интегрированным возбудителем

БЭГ представляет собой достаточно сложную электромашинно-вентильную систему, состоящую из двух синхронных машин, каждая из которых работает на нагрузку через неуправляемый полупроводниковый выпрямитель.

Обе машины - возбудитель и генератор соединены последовательно и выполнены в общем магнитопроводе, где одновременно существуют неподвижное и вращающееся в пространстве разнополюсные магнитные поля. На роторе расположена одна электрически совмещенная обмотка, замкнутая на себя через выпрямитель и создающая МДС реакции якоря возбудителя и МДС возбуждения генератора. Наличие в схеме вентилей, включающих и отключающих фазы обмотки ротора и силовой обмотки БЭГ, приводит к дискретности протекания электромагнитных процессов, представляющих собой периодическое повторение следующих

друг за другом переходных процессов (коммутаций) и являющихся квазиустановившимися электромагнитными процессами.

В соответствии со схемой БЭГ вращающийся выпрямитель работает в режиме короткого замыкания, а потому среднее значение выпрямленного напряжения возбудителя равно нулю при любых условиях. Это обстоятельство делает неопределенной задачу нахождения тока в обмотке ротора.

В связи с изложенными особенностями исследуемого генератора анализ электромагнитных процессов в нем значительно усложняется.

Наибольшее распространение при исследовании машинно-вентильных систем получили методы полезной составляющей, гармонических составляющих, коммутационных функций, преобразования координат, спектральный и метод мгновенных значений [32,117,121].

Большинство из перечисленных методов анализа электромагнитных процессов машинно-вентильных систем при реализации их на ЭВМ требует большого времени из-за значительного объема вычислений. С другой стороны использование элементов анализа электромагнитных процессов БЭГ в расчетно-оптимизационном комплексе требует уменьшения затрат времени и памяти ЭВМ при определении динамических показателей качества. Это противоречие позволяет разрешить метод анализа машинно-вентильных систем, предложенный и разработанный для исследования простейшей электромеханической системы «синхронный генератор – выпрямитель» [28,136,155,156]. Этот метод основан на аналогии, существующей между генератором переменного тока с выпрямителем и коллекторной машиной постоянного тока. Система «синхронный генератор-выпрямитель» ведет себя в различных режимах работы как генератор постоянного тока, щетки которого в зависимости от нагрузки автоматически смещаются с геометрической нейтрали.

При выводе дифференциальных уравнений БЭГ использовались положения теории цепей со скользящими контактами [141].

Схема системы «возбудитель – выпрямитель – генератор - выпрямитель», эквивалентная двум генераторам постоянного тока с подвижными щетками, приведена на рис. 4.1.

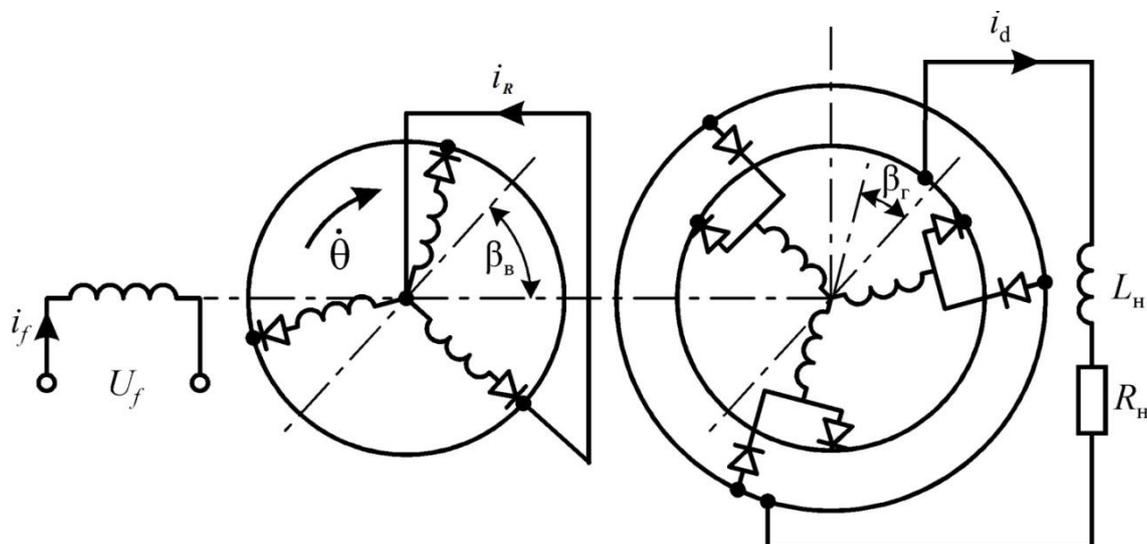


Рисунок 4.1 - Эквивалентная электрическая схема системы «возбудитель – выпрямитель – генератор - выпрямитель»

На рис.4.1. приняты следующие обозначения:

i_f, i_R, i_d - соответственно токи обмоток возбуждения возбудителя, ротора и нагрузки; U_f - напряжение возбуждения; θ - угол поворота ротора; β_r, β_B - углы положения проводящих фаз основного генератора и возбудителя; R_H, L_H - активная и индуктивная составляющие сопротивления нагрузки.

При составлении уравнений соблюдаются классические допущения, принимаемые при анализе электрических машин:

- частота вращения ротора неизменна;
- магнитная цепь возбудителя и генератора ненасыщена;
- воздушный зазор равномерный.

Кроме того, предполагается, исходя из таких особенностей БЭГ как магнитное совмещение разнополюсных машин в общем магнитопроводе и работы обоих каскадов на выпрямительную нагрузку, что:

- отсутствует индуктивная связь между разнополюсными обмотками;
- коммутация вентилях обоих преобразователей мгновенна.

Из уравнения линейной электрической цепи с коммутацией, получим уравнение электрического равновесия БЭГ с интегрированным возбудителем.

$$u = R \cdot i + \frac{d\psi}{dt} + \sum \frac{(\dot{q}_u - \dot{q}_i)}{i} \cdot \frac{\partial W'_m}{\partial q_i}, \quad (4.1)$$

где \dot{q}_u, \dot{q}_i - обобщенные скорости цепи и тока; W'_m - магнитная коэнергия БЭГ; q_i - обобщенная координата тока.

При выводе уравнений примем во внимание, что все переменные, входящие в уравнение электрического равновесия, есть средние значения, рассчитанные в интервале коммутации.

Введем обобщенную координату для подвижной цепи (ротора) – угол поворота ротора θ и две обобщенные координаты для токов ротора и нагрузки – угол между осью магнитного потока возбудителя и осью проводящих фаз возбудителя β_B , и угол между осью магнитного потока генератора и осью проводящих фаз генератора β_G .

С учетом этого, уравнение электрического равновесия для индуктора возбудителя

$$U_f = R_f i_f + \frac{d\Psi_f}{dt}, \quad (4.2)$$

где R_f - активное сопротивление обмотки возбуждения возбудителя;

Ψ_f - потокосцепление индуктора возбудителя.

Уравнение электрического равновесия для цепи ротора

$$0 = R_R i_R + \frac{d\Psi_{RB}}{dt} + \frac{d\Psi_{RG}}{dt} + \frac{\dot{\theta} - \dot{\beta}_B}{i_R} \frac{\partial W'_{mB}}{\partial \beta_B}, \quad (4.3)$$

где R_R - активное сопротивление обмотки ротора БЭГ;

Ψ_{R_B} , Ψ_{R_Γ} - потокосцепления обмотки якоря возбудителя и обмотки возбуждения генератора соответственно;

W'_{mB} - магнитная коэнергия возбудителя.

Методы определения этих параметров описаны в третьей главе.

Уравнение электрического равновесия для якоря основного генератора

$$u_d = R_S i_d + \frac{d\Psi_S}{dt} + \frac{d\Psi_{R_\Gamma}}{dt} + \frac{(p_2/p_1)\dot{\theta} - \dot{\beta}_\Gamma}{i_d} \frac{\partial W'_{m\Gamma}}{\partial \beta_\Gamma}, \quad (4.4)$$

где R_S - активное сопротивление обмотки якоря генератора;

Ψ_S - потокосцепление якоря;

$W'_{m\Gamma}$ - магнитная коэнергия;

p_1, p_2 - числа пар полюсов возбудителя и генератора.

При синусоидальном распределении МДС обмоток магнитная коэнергия возбудителя и генератора, соответственно:

$$\begin{aligned} W'_{mB} &= \frac{1}{2} \cdot L_f i_f^2 + M_{fB} i_R i_f + \frac{1}{2} \cdot L_R i_R^2; \\ W'_{m\Gamma} &= \frac{1}{2} \cdot L_R i_R^2 + M_{f\Gamma} i_R i_d + \frac{1}{2} \cdot L_S i_d^2, \end{aligned} \quad (4.5)$$

где L_f - индуктивность цепи возбуждения возбудителя;

L_R - индуктивность обмотки ротора;

L_S - индуктивность обмотки якоря (между двумя фазами);

M_{fB} , $M_{f\Gamma}$ - взаимная индуктивность между обмотками индуктора и якоря возбудителя и генератора;

Учитывая принятые ранее допущения справедливо положить, что взаимные индуктивности изменяются при перемещении обмоток друг относительно друга по гармоническому закону

$$\begin{aligned} M_{fB} &= M_{fB,0} \cos \beta_B; \\ M_{f\Gamma} &= M_{f\Gamma,0} \cos \beta_\Gamma, \end{aligned} \quad (4.6)$$

где $M_{fb,0}, M_{fr,0}$ - взаимные индуктивности между обмотками возбуждения и якоря возбудителя и генератора, соответственно, при совпадении их магнитных осей.

Потокосцепление обмотки возбуждения возбудителя

$$\Psi_f = L_f i_f + M_{fb,0} \cos \beta_B i_R. \quad (4.7)$$

Потокосцепление обмотки ротора

$$\Psi_R = \Psi_{RB} + \Psi_{R\Gamma} = L_R i_R + M_{fb,0} \cos \beta_B i_f + M_{fr,0} \cos \beta_\Gamma i_d. \quad (4.8)$$

Потокосцепление обмотки якоря генератора

$$\Psi_S = L_S i_d + M_{fr,0} \cos \beta_\Gamma i_R. \quad (4.9)$$

С учетом (4.5) – (4.9) уравнения электрического равновесия формулируются следующим образом

$$\begin{aligned} U_f &= R_f i_f + L_f \frac{di_f}{dt} + M_{fb,0} \cos \beta_B \frac{di_R}{dt} - \frac{d\beta_B}{dt} M_{fb,0} \sin \beta_B i_R; \\ 0 &= R_R i_R + L_R \frac{di_R}{dt} + M_{fb,0} \cos \beta_B \frac{di_f}{dt} - \omega M_{fb,0} \sin \beta_B i_f + M_{fr,0} \cos \beta_\Gamma \frac{di_d}{dt} - \\ &- \frac{d\beta_\Gamma}{dt} M_{fr,0} \sin \beta_\Gamma i_d; \end{aligned} \quad (4.10)$$

$$U_d = R_S i_d + L_S \frac{di_d}{dt} + M_{fr,0} \cos \beta_\Gamma \frac{di_R}{dt} - (p_2/p_1) \omega M_{fr,0} \sin \beta_\Gamma i_R.$$

К этим уравнениям необходимо добавить условия, связанные с односторонней проводимостью вентильного (выпрямительного) преобразователя

$$i_R \leq 0; i_d \leq 0; U_d \geq 0. \quad (4.11)$$

Рассмотрим особенности электромеханического преобразования энергии в БЭГ с интегрированным возбудителем.

В коллекторной машине постоянного тока угол между осью щеток и осью главного полюса β определяется фиксированным положением щеток или, теоретически, является функцией времени. В БЭГ углы β_B и β_Γ , определяются в зависимости от переменных системы (4.10). Исходя из алгоритма работы выпрямителя при пренебрежении падением напряжения на активном сопротивлении, будем по-

лагать, что проводящая фаза в возбудителе и обе проводящие фазы в генераторе имеют максимальную сумму индуцируемых напряжений. Углы β_B и β_T (координаты токов ротора и якоря основного генератора) соответствуют положению проводящих фаз («подвижных щеток»), при которых эти напряжения становятся максимальными под действием токов возбуждения (для возбудителя - i_f , для генератора - $i_{R=}$) и якоря (для возбудителя - $i_{R\approx}$; для генератора - i_d).

Пусть β'_B координата фазы обмотки ротора, отличающаяся от координаты β_B проводящей в данный момент времени фазы. Тогда, напряжение на зажимах этой фазы

$$U'_R = \frac{d\Psi'_{RB}}{dt} + \frac{\omega - \dot{\beta}'_B}{i'_R} \frac{\partial W'_{mB}}{\partial \beta'_B}. \quad (4.12)$$

Так как эта фаза является непроводящей, и ток $i_R = 0$, то в выражении (4.12) необходимо устранить неопределенность

$$\lim \frac{\partial W'_{mB}}{\partial \beta'_B} = \lim_{i'_R \rightarrow 0} \int_0^{i'_R} \frac{\partial W'_{mB}}{\partial \beta'_B} di'_R = i'_R \frac{\partial \Psi'_{RB}}{\partial \beta'_B}. \quad (4.13)$$

С учетом выражений (4.8), (4.13) уравнение (4.12) принимает вид

$$U'_R = L_R \cos(\beta'_B - \beta_B) \frac{di_R}{dt} + M_{fB,0} \cos \beta'_B \frac{di_f}{dt} - \omega M_{fB,0} \sin \beta'_B i_f - (\omega - \dot{\beta}'_B) L_R \sin(\beta'_B - \beta_B) i_R. \quad (4.14)$$

Напряжение U'_R будет максимальным при условии $\beta'_B = \beta_B$.

Приняв $\left(\frac{\partial U'_R}{\partial \beta'_B} \right)_{\beta'_B = \beta_B} = 0$, получим электромеханическое уравнение возбудителя, из которого определяется угол проводящей фазы

$$0 = M_{fB,0} \sin \beta_B \frac{di_f}{dt} + \omega M_{fB,0} \cos \beta_B i_f + (\omega - \dot{\beta}'_B) L_R i_R. \quad (4.15)$$

Условие максимума напряжения в данной фазе в установившемся режиме работы

$$\omega M_{fB,0} \sin \beta_B i_f < 0,$$

что соответствует требованию (4.11).

С учетом режима работы (режим короткого замыкания), возбудитель аналогичен коллекторной машине с синусоидальным распределением МДС, щетки которой расположены на магнитной оси обмотки возбуждения возбудителя. В переходном режиме работы угол β_B колеблется около нуля. В установившемся режиме работы возбудителя угол $\beta_B = 0$.

Далее получим уравнения второго каскада – основного генератора. Пусть β'_Γ - координата двух фаз якорной обмотки генератора, одна из которых непроводящая, отличающихся от проводящих фаз с координатой β_Γ . Напряжение на зажимах этих фаз

$$U'_d = \frac{d\Psi'_S}{dt} + \frac{(p_2/p_1)\omega - \dot{\beta}'_\Gamma}{i'_d} \frac{\partial W'_{m\Gamma}}{\partial \beta'_\Gamma}. \quad (4.16)$$

Применяя те же преобразования, что и для выражения (4.12) получим

$$U'_d = \frac{d\Psi'_S}{dt} + \frac{(p_2/p_1)\omega - \dot{\beta}'_\Gamma}{i'_d} \frac{\partial \Psi'_S}{\partial \beta'_\Gamma}. \quad (4.15)$$

Учитывая выражение для потокосцепления обмотки якоря генератора (4.9), получим

$$U'_d = L_S \cos(\beta'_\Gamma - \beta_\Gamma) \frac{di_d}{dt} + M_{f\Gamma,0} \cos\beta'_\Gamma \frac{di_R}{dt} - (p_2/p_1)\omega M_{f\Gamma,0} \sin\beta'_\Gamma i_R - ((p_2/p_1)\omega - \dot{\beta}'_\Gamma) L_S \sin(\beta'_\Gamma - \beta_\Gamma) i_d. \quad (4.16)$$

Приняв $\left(\frac{\partial U'_d}{\partial \beta'_\Gamma} \right)_{\beta'_\Gamma = \beta_\Gamma} = 0$, получим электромеханическое уравнение генератора

ра

$$0 = M_{f\Gamma,0} \sin\beta_\Gamma \frac{di_R}{dt} + (p_2/p_1)\omega M_{f\Gamma,0} \cos\beta_\Gamma i_R + ((p_2/p_1)\omega - \dot{\beta}_\Gamma) L_S i_d. \quad (4.17)$$

Условие максимума напряжения между зажимами двух проводящих фаз в установившемся режиме работы

$$(p_2/p_1)\omega M_{f\Gamma,0} \sin\beta_\Gamma i_R < 0,$$

что также соответствует требованию (4.11), если пренебречь активным сопротивлением обмотки якоря основного генератора.

Таким образом, генератор эквивалентен коллекторной машине постоянного тока, щетки которой смещаются в зависимости от нагрузки на угол от $\beta_\Gamma = \frac{\pi}{2}$ при холостом ходе до $\beta_\Gamma = \pi$ при коротком замыкании.

Уравнения (4.10), (4.15), (4.17) позволяют анализировать установившиеся и переходные процессы в электромеханической системе с дискретным преобразованием переменных, каковой является вентильный БЭГ с интегрированным возбуждением. Эти уравнения эквивалентны уравнениям каскада двух коллекторных машин.

При работе БЭГа потребителя цепь якоря генератора соединяется с активно-индуктивной нагрузкой, следовательно

$$U_d = -R_H i_d - L_H \frac{di_d}{dt}.$$

Вводя это равенство в уравнения (4.10), (4.15) и (4.17), получим

$$\begin{aligned} U_f &= R_f i_f + L_f \frac{di_f}{dt} + M_{fB,0} \left(\cos\beta_B \frac{di_R}{dt} - \frac{d\beta_B}{dt} \sin\beta_B i_R \right); \\ 0 &= R_R i_R + L_R \frac{di_R}{dt} + M_{fB,0} \left(\cos\beta_B \frac{di_f}{dt} - \omega \sin\beta_B i_f \right) + M_{f\Gamma,0} \left(\cos\beta_\Gamma \frac{di_d}{dt} - \frac{d\beta_\Gamma}{dt} \sin\beta_\Gamma i_d \right); \\ 0 &= M_{fB,0} \left(\sin\beta_B \frac{di_f}{dt} + \omega \cos\beta_B i_f \right) + (\omega - \dot{\beta}_B) L_R i_R; \\ 0 &= M_{f\Gamma,0} \left(\sin\beta_\Gamma \frac{di_R}{dt} + (p_2/p_1) \omega \cdot \cos\beta_\Gamma i_R \right) + ((p_2/p_1) \omega - \dot{\beta}_\Gamma) L_S i_d; \\ 0 &= (R_S + R_H) i_d + (L_S + L_H) \frac{di_d}{dt} + M_{f\Gamma,0} \left(\cos\beta_\Gamma \frac{di_R}{dt} - (p_2/p_1) \omega \sin\beta_\Gamma i_R \right). \end{aligned} \quad (4.18)$$

Ниже приведена матричная форма записи уравнений электрического и механического равновесия БЭГ.

$$\begin{bmatrix}
u_f - R_f i_f \\
-R_R i_R + \\
\omega M_{fB,0} \sin \beta_B i_f \\
\omega M_{fB,0} \cos \beta_B i_f \\
+\omega L_R i_R \\
-(R_s + R_h) i_d + \\
\frac{p_2}{p_1} \omega M_{f\Gamma,0} \sin \beta_\Gamma i_R \\
\frac{p_2}{p_1} (\omega M_{f\Gamma,0} \cos \beta_\Gamma i_R \\
+ L_s \omega i_d)
\end{bmatrix}
=
\begin{bmatrix}
L_f & M_{fB,0} \cos \beta_B & -M_{fB,0} \sin \beta_B & 0 & 0 \\
M_{fB,0} \cos \beta_B & L_R & 0 & M_{f\Gamma,0} \cos \beta_\Gamma & -M_{f\Gamma,0} \sin \beta_\Gamma \\
-M_{fB,0} \sin \beta_B & 0 & L_R & 0 & 0 \\
0 & M_{f\Gamma,0} \cos \beta_\Gamma & 0 & L_s + L_h & 0 \\
0 & -M_{f\Gamma,0} \sin \beta_\Gamma & 0 & 0 & L_s
\end{bmatrix}
\times
\begin{bmatrix}
\frac{di_f}{dt} \\
\frac{di_R}{dt} \\
i_R \frac{d\beta_B}{dt} \\
\frac{di_d}{dt} \\
i_d \frac{d\beta_\Gamma}{dt}
\end{bmatrix}$$

(4.19)

$$\|L\|^{-1} = \frac{(\mathbf{L}_s + L_H \sin \beta_\Gamma)}{\Delta \|L\|} \times$$

$-L_R M_{fB,0}^2 (L_s + L_H \sin \beta_\Gamma) + L_R^2 L_s \times (L_s + L_H)$	$-M_{fB,0} \cos \beta_B \times L_R L_s (L_s + L_H)$	$M_{fB,0} \sin \beta_B (L_R L_s \times (L_s + L_H) - M_{f\Gamma,0} \times (L_s + L_H \sin \beta_\Gamma^2))$	$M_{fB,0} \cos \beta_B L_R \times M_{f\Gamma,0} \cos \beta_\Gamma L_s$	$-M_{fB,0} \cos \beta_B L_R \times M_{f\Gamma,0} \sin \beta_\Gamma \times (L_s + L_H)$
$-M_{fB,0} \cos \beta_B \times L_R L_s (L_s + L_H)$	$(L_f L_R - M_{fB,0}^2 \times \sin^2 \beta_B) L_s (L_s + L_H)$	$-M_{fB,0}^2 \sin \beta_B \times \cos \beta_B L_s (L_s + L_H)$	$-M_{f\Gamma,0} \cos \beta_\Gamma L_s \times (L_f L_R - M_{fB,0}^2 \sin^2 \beta_B)$	$M_{f\Gamma,0} \sin \beta_\Gamma \times (L_f L_R - M_{fB,0}^2 \times \sin^2 \beta_B) \times (L_s + L_H)$
$M_{fB,0} \sin \beta_B (L_R L_s \times (L_s + L_H) - M_{f\Gamma,0} \times (L_s + L_H \sin \beta_\Gamma^2))$	$-M_{fB,0}^2 \sin \beta_B \times \cos \beta_B L_s (L_s + L_H)$	$-L_f M_{f\Gamma,0}^2 (L_s + L_H \sin^2 \beta_\Gamma) + (L_f L_R - M_{fB,0}^2 \cos^2 \beta_B) \times L_s (L_s + L_H)$	$M_{fB,0}^2 \sin \beta_B \cos \beta_B \times M_{f\Gamma,0} \cos \beta_\Gamma L_s$	$-M_{fB,0}^2 \sin \beta_B \times \cos \beta_B M_{f\Gamma,0} \sin \beta_\Gamma \times (L_s + L_H)$
$M_{fB,0} \cos \beta_B L_R \times M_{f\Gamma,0} \cos \beta_\Gamma L_s$	$-M_{f\Gamma,0} \cos \beta_\Gamma L_s \times (L_f L_R - M_{fB,0}^2 \sin^2 \beta_B)$	$M_{fB,0}^2 \sin \beta_B \cos \beta_B \times M_{f\Gamma,0} \cos \beta_\Gamma L_s$	$L_R L_s (L_f L_R - M_{fB,0}^2) - M_{f\Gamma,0}^2 \sin^2 \beta_\Gamma (L_f L_R - M_{fB,0}^2 \sin^2 \beta_B)$	$-M_{f\Gamma,0} \sin \beta_\Gamma \times \cos \beta_\Gamma (L_f L_R - M_{fB,0}^2 \sin^2 \beta_B)$
$-M_{fB,0} \cos \beta_B L_R \times M_{f\Gamma,0} \sin \beta_\Gamma \times (L_s + L_H)$	$M_{f\Gamma,0} \sin \beta_\Gamma \times (L_f L_R - M_{fB,0}^2 \times \sin^2 \beta_B) \times (L_s + L_H)$	$-M_{fB,0}^2 \sin \beta_B \times \cos \beta_B M_{f\Gamma,0} \sin \beta_\Gamma \times (L_s + L_H)$	$-M_{f\Gamma,0} \sin \beta_\Gamma \times \cos \beta_\Gamma (L_f L_R - M_{fB,0}^2 \sin^2 \beta_B)$	$M_{f\Gamma,0}^2 \cos^2 \beta_\Gamma (L_f L_R - M_{fB,0}^2 \sin^2 \beta_B) + (L_f \times L_R - M_{fB,0}^2) L_R (L_s + L_H)$

(4.22)

или в компактном виде

$$\|U\| = \|L\| \times \|D\|, \quad (4.20)$$

где $\|U\|$ - матрица напряжений;

$\|L\|$ - симметричная матрица коэффициентов;

$\|D\|$ - искомая матрица столбец производных неизвестных переменных.

Система дифференциальных уравнений (4.18) не имеет аналитического решения, так как содержит функциональные нелинейности в виде произведения независимых переменных. Она может быть решена известными численными методами (Эйлера-Коши, Рунге-Кутта и др.). Решение данной системы уравнений требует расчета производных в зависимости от действительных значений переменных. Для этого необходимо определить матрицу, обратную матрице коэффициентов.

$$\|D\| = \|L\|^{-1} \times \|U\|. \quad (4.21)$$

После преобразований получаем (4.22), где

$\Delta\|L\|$ - определитель матрицы коэффициентов.

$$\Delta\|L\| = \frac{-(L_f L_R - M_{fB,0}^2 \sin^2 \beta_B)(L_S + L_H \sin^2 \beta_\Gamma) \times}{M_{f\Gamma,0}^2 + (L_f L_R - M_{fB,0}^2) L_R L_S (L_S + L_H)}. \quad (4.23)$$

В квазиустановившемся режиме производные токов БЭГ, а также производные координат β_B и β_Γ становятся равными нулю и уравнения (4.18) приобретают вид

$$\begin{aligned} U_f &= R_f i_f; \\ 0 &= R_R i_R - \omega M_{fB,0} \sin \beta_B i_f; \\ 0 &= \omega (M_{fB,0} \cos \beta_B i_f + L_R i_R); \\ 0 &= (p_2/p_1) \omega M_{f\Gamma,0} \cos \beta_\Gamma i_R + L_S i_d; \\ 0 &= (R_S + R_H) i_d - (p_2/p_1) \omega M_{f\Gamma,0} \sin \beta_\Gamma i_R. \end{aligned} \quad (4.24)$$

Решая уравнения (4.24), получим выражения для определения неизвестных

$$\beta_\Gamma = \arctg \left[-\frac{R_S + R_H}{(p_2/p_1) \omega L_S} \right] + \pi;$$

$$\beta_B = \arctg\left(-\frac{R_R}{\omega L_R}\right);$$

$$i_f = \frac{U_f}{R_f};$$

$$i_R = -\frac{M_{fB,0} \cos \beta_B i_f}{L_R}; \quad (4.25)$$

$$i_d = -\frac{M_{f\Gamma,0} \cos \beta_\Gamma i_R}{L_S};$$

$$U_d = -R_H i_d - L_H \frac{di_d}{dt}.$$

При расчетах токов, напряжений и углов положения проводящих фаз якорных обмоток возбuditеля и генератора БЭГ с интегрированным возбuditелем мощностью 0,5 кВт, частотой вращения 12000 об/мин использовались значения экспериментально найденных параметров БЭГ, приведенные в табл. 4.1. Определение параметров проводилось по методике, изложенной в [38]. В другом варианте расчета собственные и взаимные индуктивности, входящие в выражения (4.25) определялись посредством численного моделирования магнитного поля (глава 3).

Расчетные и опытные параметры БЭГ

Таблица 4.1

Параметр	Обмотка	Расчет	Опыт
Активные сопротивления, Ом	Возбуждения	48,3	50
	Фаза ротора	2,95	3,05
	Фаза якоря	0,39	0,37
Индуктивности, Гн	Возбуждения	0,795	0,8274
	Фаза ротора	0,048	0,055
	Фаза якоря	0,004	0,004
Взаимные индуктивности, Гн	Возбuditеля	0,135	0,1399
	Генератора	0,0095	0,01

Как следует из табл. 4.1. расчет численным методом хорошо согласуется с экспериментальными данными. Относительная погрешность в определении собственных и взаимных индуктивностей не превышает 5%.

При сравнении характеристик генератора, рассчитанных по модели (4.24, 4.25) с экспериментальными данными оказывается, что они довольно значительно отличаются друг от друга. Это объясняется двумя причинами.

При холостом ходе БЭГ погрешность вызвана тем, что в течение достаточно длительного периода времени только одна фаза является проводящей. С ростом числа фаз обмотки якоря генератора эта погрешность стремится к нулю, так как математическая модель БЭГ при предположении, что его число фаз является бесконечно большим, определяет выпрямленное пиковое напряжение, а не среднее напряжение на интервале постоянства структуры.

При коротком замыкании возбuditеля или генератора возникает погрешность, обусловленная явлением наложения. Используемая математическая модель предполагает идеальную прерывистую коммутацию, когда одновременно является проводящей только одна фаза. В действительности же, при коротком замыкании, наблюдается режим работы, когда ток проводят две или три фазы. Эта погрешность с увеличением числа фаз обмоток ротора и статора БЭГ растет.

Для уточнения методики [41] и получения удовлетворительной сходимости с экспериментальными данными автор предлагает вводить коррекцию в используемые при расчетах значения экспериментально определенных или рассчитанных численно параметров БЭГ $M_{fB,0}$, $M_{fT,0}$, L_R , L_S .

Скорректированные взаимные индуктивности возбuditеля и генератора, определяющие их ЭДС холостого хода и собственные индуктивности обмоток ротора и якоря генератора, определяющие токи короткого замыкания должны быть рассчитаны по выражениям

$$M_{fB,0}^* = \frac{\sin \frac{\pi}{3}}{\frac{\pi}{3}} M_{fB,0};$$

$$M_{f_{r,0}}^* = \frac{\sin \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{6}} M_{f_{r,0}}; \quad (4.26)$$

$$L_R^* = \frac{\sin \frac{\pi}{3} \cdot (1 + \cos \frac{2\pi}{3})}{\frac{2\pi}{3} \cdot \cos \frac{2\pi}{3}} L_R;$$

$$L_S^* = \frac{\sin \frac{\pi}{6} \cdot (1 + \cos \frac{\pi}{3})}{\frac{\pi}{3} \cdot \cos \frac{\pi}{3}} L_S.$$

По уравнениям (4.25) с использованием скорректированных параметров БЭГ (4.26) были рассчитаны характеристика холостого хода и внешние характеристики генератора при фиксированном значении тока возбуждения возбудителя (рис. 4.2). Из графиков видно хорошее совпадение расчетных данных с опытными результатами.

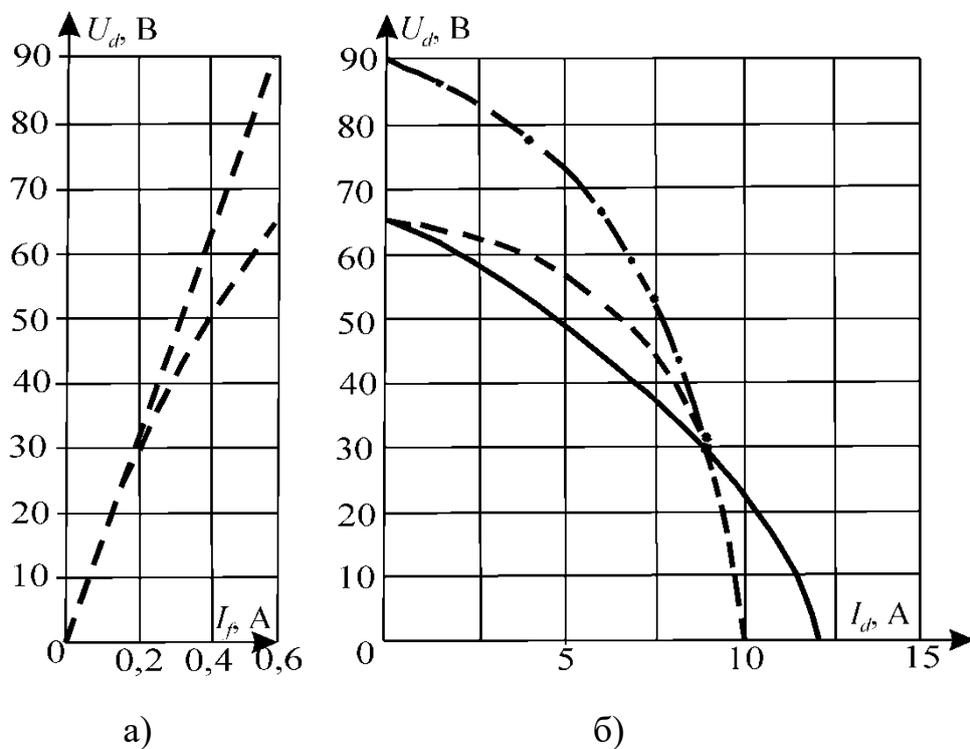


Рисунок 4.2 - Характеристики БЭГ с интегрированным возбуждением
 а) характеристика холостого хода; б) внешняя характеристика:

- экспериментальная характеристика;
- · - · - · - расчет без корректировки параметров по методике [40];
- - - - - расчет с корректировкой параметров по методике автора

4.2. Динамика БЭГ с интегрированным возбудителем

Для подтверждения адекватности разработанной выше математической модели БЭГ был проведен расчет и экспериментальные исследования следующих переходных процессов:

- наброс активной нагрузки при неизменном напряжении на обмотке возбуждения;
- включение возбуждения при постоянстве нагрузки на выходе БЭГ.

Рассмотрим переходный процесс при мгновенном изменении нагрузки и постоянном напряжении возбуждения. На рис. 4.3 показано изменение тока в обмотке возбуждения возбудителя генератора при внезапном коротком замыкании БЭГ в момент времени $t=4,5\text{мс}$, работающего в режиме холостого хода.

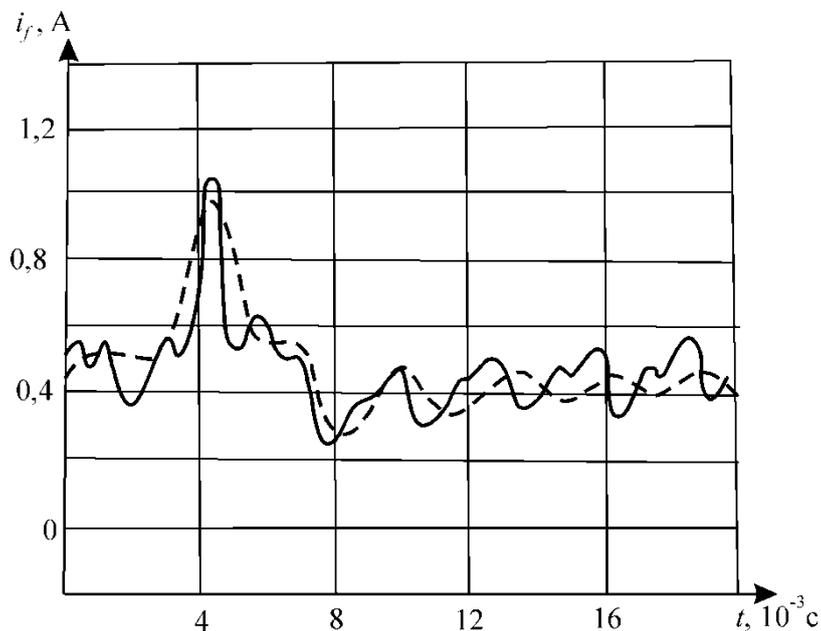


Рисунок 4.3 - Изменение тока в обмотке возбуждения возбудителя при внезапном коротком замыкании

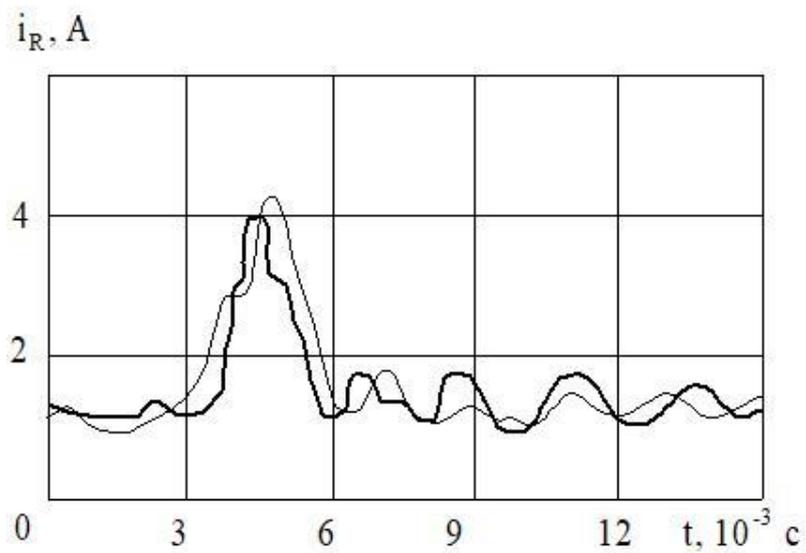


Рисунок 4.4 - Изменение тока в обмотке ротора при внезапном коротком замыкании

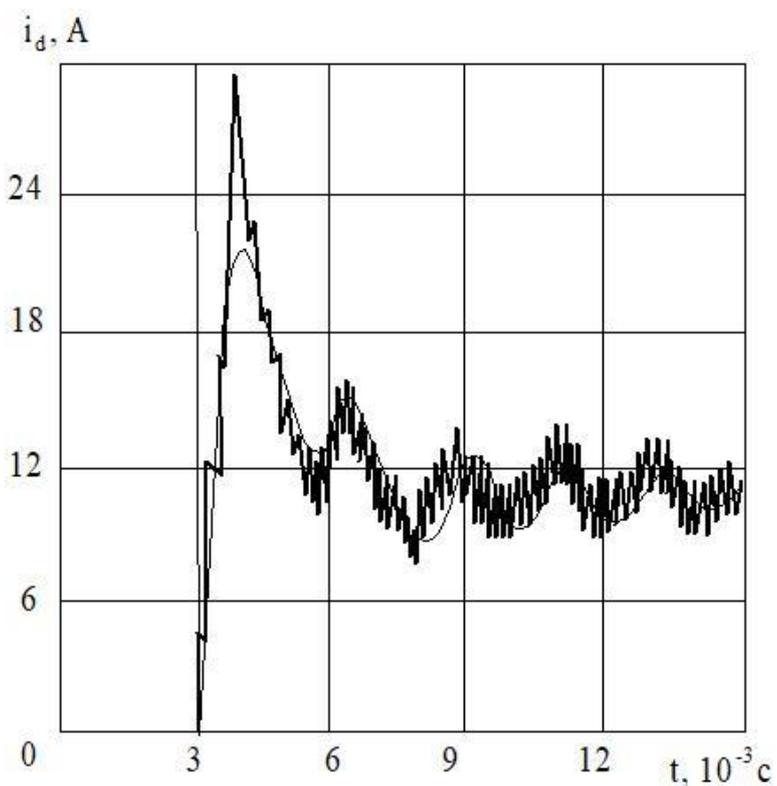


Рисунок 4.5 - Изменение тока нагрузки

Теоретическая характеристика показана на рис. 4.3 прерывистой линией и хорошо согласуется с экспериментально снятой осциллограммой (сплошная линия). В начальный момент переходного процесса ($\approx 15 \cdot 10^{-3}$ с) наблюдается измене-

ние углов положения проводящих фаз возбудителя и генератора со средней скоростью, равной частоте вращения ротора БЭГ (рис. 4.6). Это вызывает значительное нарушение равновесия в распределении тока короткого замыкания между вентилями выпрямительного моста. В дальнейшем неустановившийся режим характеризуется относительно постоянным значением угла β_{Γ} и, следовательно, асимметрия распределения тока якоря генератора по фазам становится слабовыраженной.

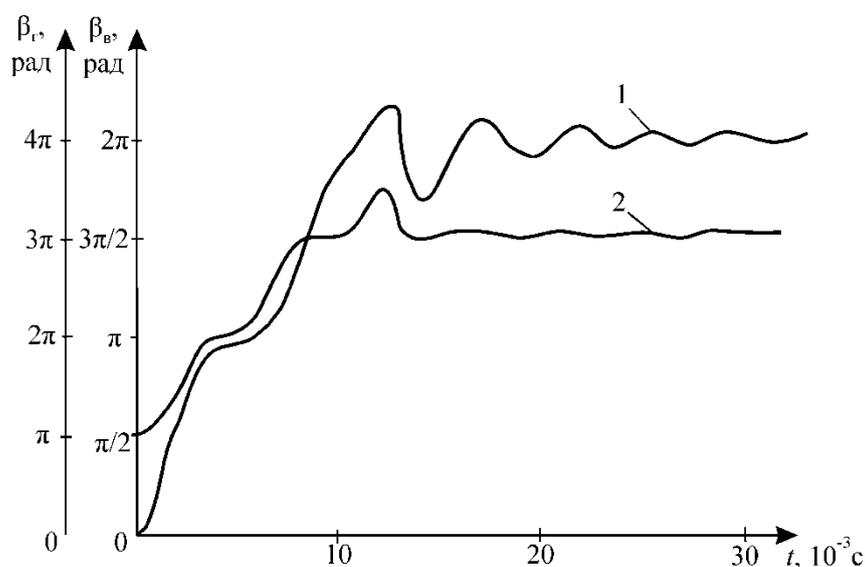


Рисунок 4.6 - Изменение углов положения проводящих фаз возбудителя и генератора при внезапном коротком замыкании

1 – $\beta_{\text{в}}$; 2 – β_{Γ}

Затухание переходного процесса в основном генераторе происходит быстрее, чем в возбудителе, что объясняется большей инерционностью цепи возбуждения возбудителя (см.табл.4.1).

Далее исследовался процесс изменения тока и напряжения в нагрузке БЭГ в момент подключения к активному сопротивлению 7 Ом. Этот тип переходного процесса отличается быстрым изменением угла положения проводящих фаз генератора в первый момент подключения к нагрузке. На рис. 4.7, 4.8 показано изменение тока и напряжения на выходе БЭГ.

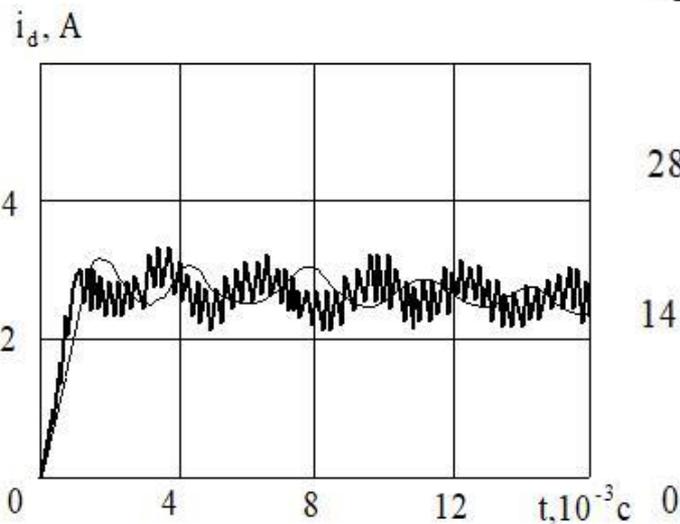


Рисунок 4.7 - Ток нагрузки

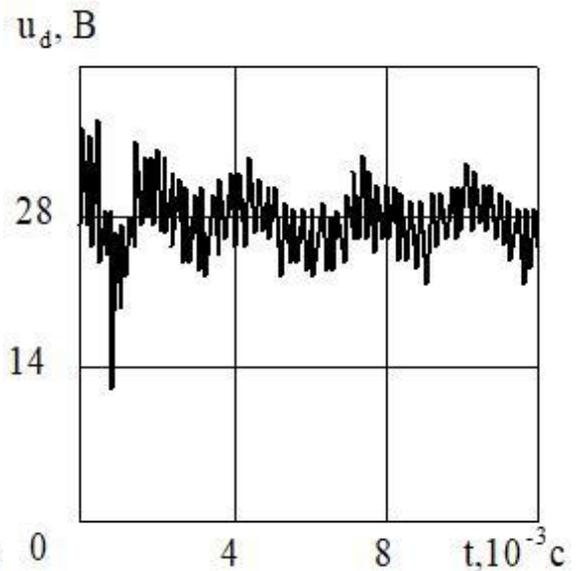


Рисунок 4.8 - Выпрямленное напряжение БЭГ

При анализе характера переходного процесса при набросе нагрузки установлено, что время переходного процесса не превышает пяти миллисекунд, следовательно, генератор с интегрированным возбудителем является практически безынерционным звеном по отношению к возмущающему воздействию (скачку тока нагрузки).

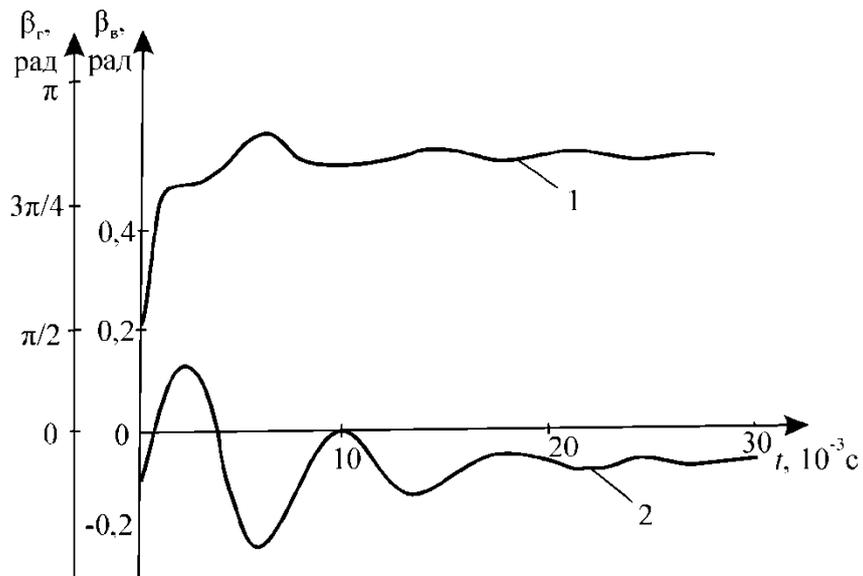


Рисунок 4.9 - Изменение углов положения проводящих фаз возбудителя и генератора при набросе нагрузки: 1 – β_g ; 2 – β_v

В целом, при изменениях нагрузки и частоты вращения ротора, БЭГ с интегрированным возбудителем представляет собой звено с малым значением электромагнитной постоянной времени.

Для выяснения свойств математической модели БЭГ также исследовался неустановившийся режим при мгновенном изменении напряжения возбуждения и постоянной нагрузке. Этот тип переходного процесса весьма важен при исследовании БЭГ в качестве элемента системы автоматического регулирования.

В ходе исследований проанализированы расчетные и экспериментальные переходные характеристики токов возбуждения, ротора (рис.4.10) и якоря (рис.4.11) при включении номинального напряжения возбуждения в режиме короткого замыкания на выходе БЭГ.

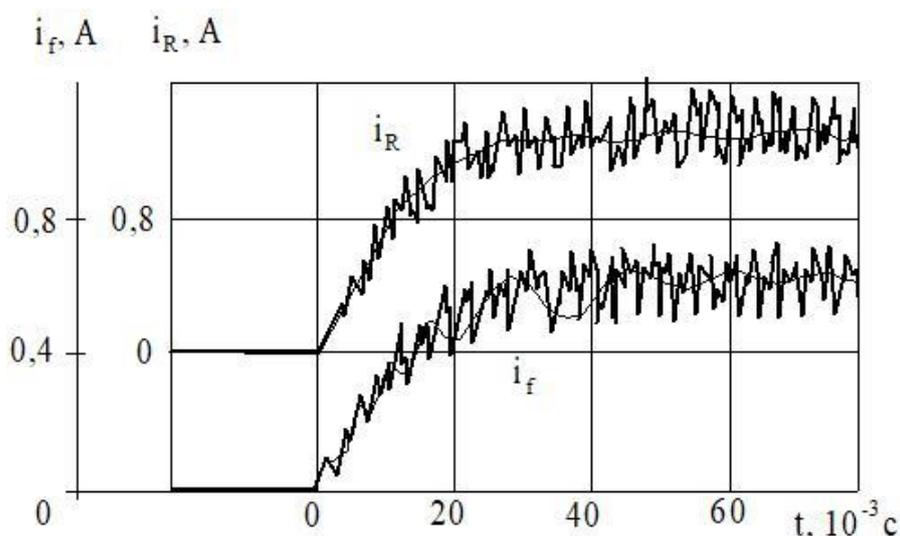


Рисунок 4.10 - Изменение токов возбуждения и ротора при включении возбуждения в режиме короткого замыкания

Быстрое изменение токов в момент наброса напряжения возбуждения обусловлено работой БЭГ в режиме короткого замыкания, что эквивалентно значению угла положения проводящих фаз основного генератора $\beta_r \approx \pi$. В последующем значение угла β_r (рис. 4.12) претерпевает колебания небольшой амплитуды около π , что сказывается на токах БЭГ.

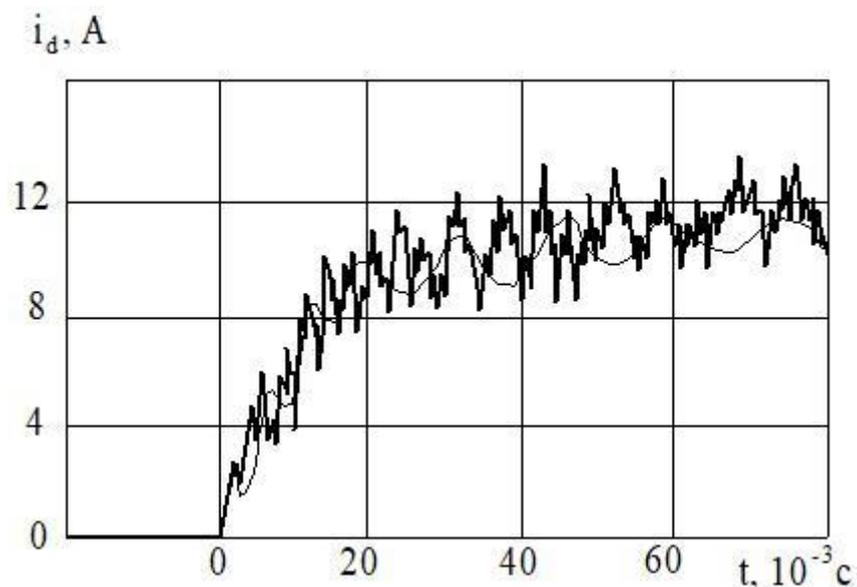


Рисунок 4.11 - Ток короткого замыкания при включении возбуждения

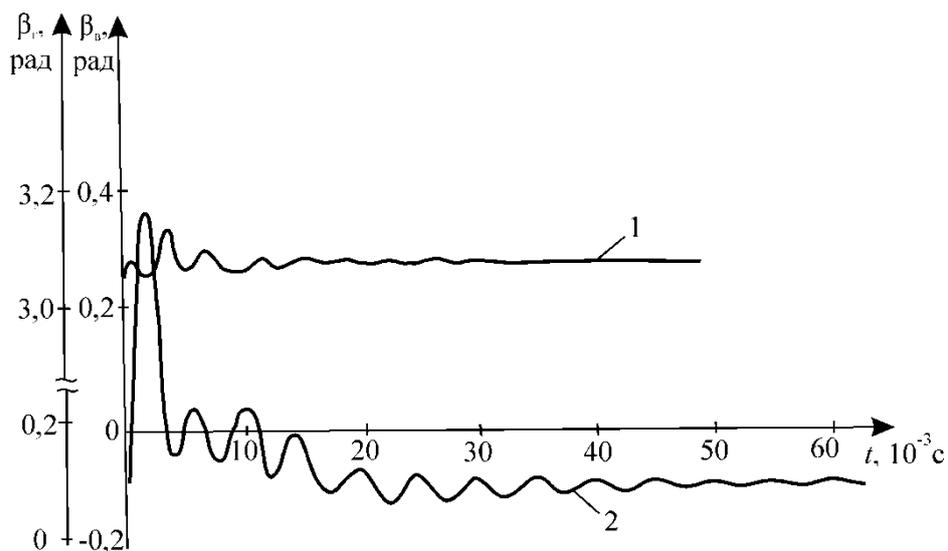


Рисунок 4.12 - Изменение углов положения проводящих фаз возбuditеля и генератора при включении возбуждения в режиме внезапного короткого замыкания: 1 – β_r ; 2 – β_v

Далее исследовались переходные процессы при включении возбуждения в режимах холостого хода и номинальной нагрузки. На рис.4.13 приведены переходные характеристики токов возбуждения и ротора БЭГ по управляющему воздействию при отсутствии нагрузки.

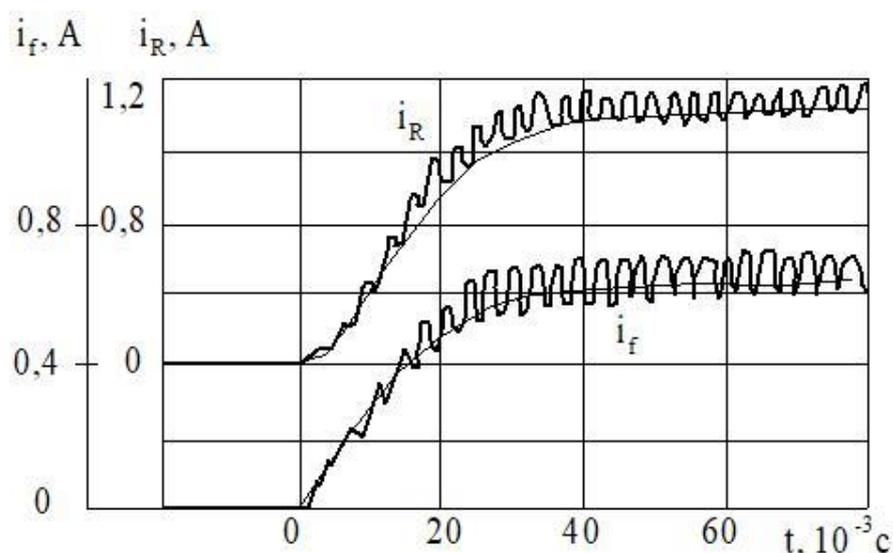


Рисунок 4.13 - Изменение токов возбуждения и ротора при включении возбуждения в режиме холостого хода

Из осциллограмм изменения токов при холостом ходе видно, что данный тип переходного процесса характеризуется отсутствием колебаний токов в зависимости от времени, так как в этих условиях угол положения проводящих фаз обмотки якоря генератора $\beta_r = \frac{\pi}{2}$, т.е. щетки в «коллекторной модели» расположены на нейтрали. В кривых токов присутствуют лишь пульсации, вызванные коммутацией вентиля в роторе.

В режиме включения возбуждения при номинальной нагрузке угол положения проводящих фаз генератора β_r быстро изменяется в первый момент после наброса возбуждения (рис.4.14), что обуславливает достаточно быстрое изменение токов. Далее угол β_r стремится к установившемуся значению.

Время переходного процесса при отключении и включении возбуждения не превышает 35 миллисекунд и БЭГ, судя по виду переходных характеристик, относительно управляющего воздействия является аperiodически звеном второго порядка.

Приведенные характеристики показывают, что БЭГ с интегрированным возбудителем устойчиво работает в переходных режимах, а линейная модель

электрической цепи с коммутацией адекватно отражает характер переходных электромагнитных процессов [28].

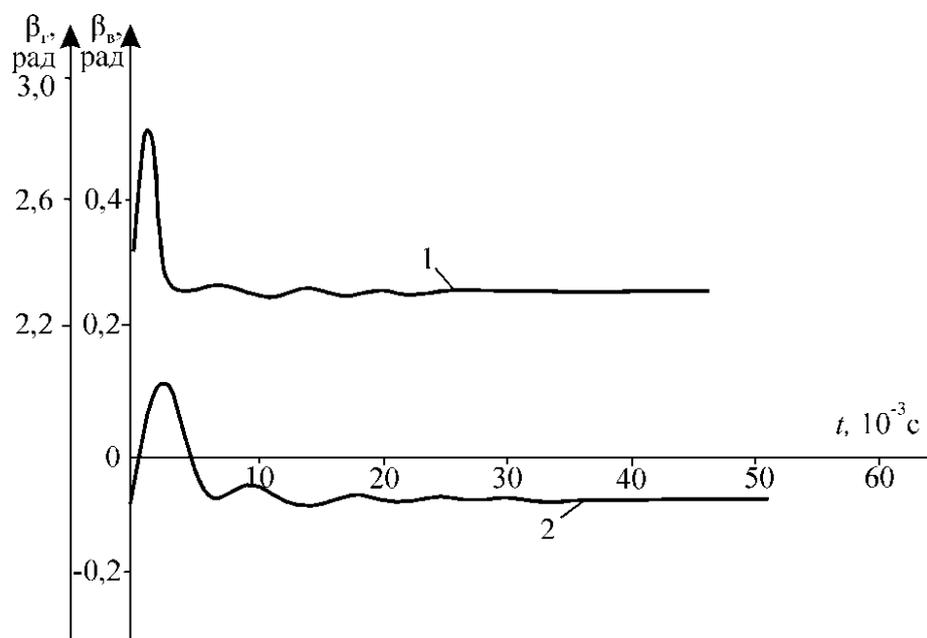


Рисунок 4.14 - Изменение углов положения проводящих фаз возбuditеля и генератора при включении возбуждения в режиме номинальной нагрузки

1 – $\beta_{г}$; 2 – $\beta_{в}$

4.3. Математическая модель БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением

Вентильные генераторы с возбуждением от постоянных магнитов имеют хорошие перспективы в качестве электромашиных источников в широком спектре областей применения. Поэтому вывод уравнений БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением и последующий анализ посредством этих уравнений различных режимов работы является актуальной задачей.

Замена обмотки возбуждения постоянными магнитами несет дополнительные сложности при математическом моделировании электромагнитных процессов. Это связано с тем, что внешняя МДС и создаваемый ею магнитный поток не остаются постоянными, а изменяются с изменением магнитного поля реакции якоря и проводимости внешней магнитной цепи. Как элемент магнитопровода,

магнит представляет собой участок с большим внутренним магнитным сопротивлением (магнитная проницаемость высокоэнергетических постоянных магнитов $\mu_{ПМ} = 1,05 \div 1,7$). Вследствие этого значительная часть магнитного поля реакции якоря замыкается по путям потоков рассеяния.

Как было показано в главе 2 для исследуемого класса БЭГ наиболее оптимальным является трапецеидальное распределение поля, которое, с одной стороны, позволяет снизить пульсации ЭДС якоря, а с другой - обеспечивает наилучшее использование объема ротора.

Конструктивно радиально-намагниченные постоянные магниты могут располагаться:

- внутри ферромагнетика (встроенные в тело индуктора);
- на поверхности индуктора без полюсных наконечников;
- на поверхности с полюсными наконечниками из магнитомягкой стали.

Кроме этого, индуктор может быть выполнен внешним вращающимся.

Одной из особенностей электрических машин с радиальным расположением постоянных магнитов, в отличие от машин с электромагнитным возбуждением, является «неклассическое» соотношение продольной L_d и поперечной L_q составляющих индуктивности обмотки якоря. Для ряда конструкций роторов, например, ротор «звездочка» с полюсными наконечниками $L_d < L_q$ [78,93]. Этот же факт характерен для многополюсных ветрогенераторов с прямым приводом, анализ магнитного поля которых был осуществлен в главе 3.

Магнитное сопротивление путей рассеяния многократно превышает магнитное сопротивление воздушного зазора. Основная часть поперечного потока якоря замыкается через воздушный зазор и полюсные наконечники. Для некоторых случаев, независимо от величины тока, через полюсный наконечник проходит до 85% потока поперечной составляющей реакции якоря. Соотношение L_q/L_d для указанных конструкций составляет $1,5 \div 3$. Причем, чем меньше величина воздушного зазора δ , тем больше отношение поперечной и продольной составляющих индуктивности обмотки якоря.

Для других конструкций магнитных систем электрических машин, например, ротор «звездочка» без полюсных наконечников, величины продольной и поперечной составляющих индуктивности обмотки якоря соизмеримы. В этом случае поперечная составляющая потока реакции якоря встречает на своем пути значительно большее сопротивление.

Сложность физических процессов, имеющих место даже в установившемся режиме работы вентильного генератора с постоянными магнитами, вынуждает при его математическом описании ввести следующие допущения.

1. Обмотка якоря m – фазная симметричная.
2. Законы изменения параметров не зависят от величины тока якоря.
3. Постоянные магниты стабилизированы, а положение рабочей точки на прямой возврата определяется уравнением для эквивалентной обмотки возбуждения и в процессе работы не изменяется.
4. В индукторе отсутствуют вихревые токи и демпферные контуры.
5. Включение и выключение вентиля преобразователя происходит мгновенно.

Среди допущений первое, второе и третье являются общепринятыми. Насыщение магнитной системы при выявлении законов изменения параметров БЭГ в функции угла положения ротора не учитывается. Количественный учет насыщения производится при расчете магнитной цепи. Найденные при этом коэффициенты насыщения и амплитудные значения параметров не зависят в дальнейшем от мгновенного значения тока якоря БЭГ.

Положение прямой возврата на диаграмме магнита может быть охарактеризовано двумя параметрами: внутренней магнитной проводимостью магнита по продольной оси и фиктивной внутренней МДС магнита $F_{M0} = \text{const}$. В связи с этим постоянные магниты могут быть заменены эквивалентной фиктивной обмоткой возбуждения без потерь, включенной на источник тока [78].

Состояние постоянного магнита определяется уравнением

$$F_{M0} = I_M w_M = F_M^* + \Phi_M^* R_M, \quad (4.27)$$

где F_M^* , Φ_M^* - координаты точки отхода прямой возврата на диаграмме магнита;

R_M – магнитное сопротивление постоянного магнита;

w_M – число витков фиктивной обмотки возбуждения на один полюс.

На рис.4.15 показана эквивалентная электрическая схема системы генератор с ПМ – выпрямитель.

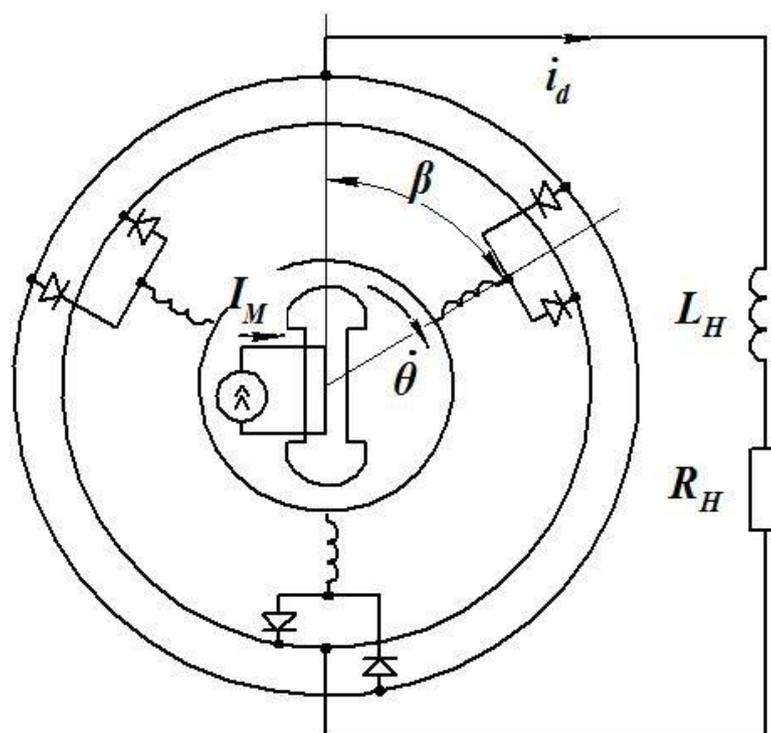


Рисунок 4.15 -Электрическая схема вентильного генератора с возбуждением от ПМ

С учетом принятых в параграфе 4.1 обозначений уравнение электрического равновесия для цепи якоря БЭГ запишется следующим образом

$$u_d = R i_d + \frac{d\psi}{dt} + \frac{\dot{\theta} - \dot{\beta}}{i_d} \frac{\partial W'_m}{\partial \beta}, \quad (4.28)$$

где W'_m - магнитная коэнергия системы;

ψ - потокосцепление статора.

При синусоидальном распределении МДС магнита и обмотки якоря в зазоре магнитная коэнергия

$$W'_m = \frac{1}{2} Li_d^2 + M I_M i_d, \quad (4.29)$$

где L - собственная индуктивность обмотки якоря;

M - взаимная индуктивность между обмоткой якоря и фиктивной обмоткой возбуждения;

I_M - ток фиктивной обмотки возбуждения.

При перемещении ротора относительно статора взаимная индуктивность изменяется по закону косинуса

$$M = M_0 \cos \beta \quad (4.30)$$

С учетом этого потокосцепление статора

$$\psi = Li_d + M_0 \cos \beta \cdot I_M, \quad (4.31)$$

где M_0 - взаимная индуктивность между обмоткой якоря и фиктивной обмоткой возбуждения при совпадении их магнитных осей.

Подставляя (4.29), (4.31) в (4.28), получим уравнение электрического равновесия

$$u_d = Ri_d + L \frac{di_d}{dt} - \omega M_0 \sin \beta \cdot I_M. \quad (4.32)$$

Сюда следует добавить условие, связанное с необратимостью выпрямительного блока

$$u_d \geq 0; \quad i_d \leq 0. \quad (4.33)$$

Пусть β' - координата фаз обмотки якоря, отличающихся от проводящих фаз с координатой β .

Напряжение на зажимах этих фаз при пренебрежении падением на активном сопротивлении обмотки якоря

$$u'_d = \frac{d\psi'}{dt} + \frac{\omega - \beta'}{i'_d} \frac{\partial W'_m}{\partial \beta'}. \quad (4.34)$$

По условию об отсутствии тока в данных фазах $i'_d = 0$. Устраним неопределенность в (4.34)

$$\lim \frac{\partial W'_m}{\partial \beta'} = \lim_{i'_d \rightarrow 0} \int_0^{i'_d} \frac{\partial \psi'}{\partial \beta'} di'_d = i'_d \frac{\partial \psi''}{\partial \beta'}. \quad (4.35)$$

С учетом (4.35) перепишем уравнение (4.34)

$$u'_d = \frac{d\psi'}{dt} + (\omega - \beta') \frac{\partial \psi'}{\partial \beta'}. \quad (4.36)$$

Подставляя (4.31) в (4.36), получим

$$u'_d = L \cos(\beta' - \beta) \frac{di_d}{dt} - \omega M \sin \beta' I_M - (\omega - \beta') L \sin(\beta' - \beta) i_d. \quad (4.37)$$

Условие максимума напряжения в проводящих фазах формулируется следующим образом

$$\left[\frac{\partial u'_d}{\partial \beta'} \right]_{\beta'=\beta} = 0; \quad \left[\frac{\partial u'^2_d}{\partial \beta'^2} \right]_{\beta'=\beta} < 0. \quad (4.38)$$

Тогда уравнение электромеханического равновесия БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением

$$\omega M \cos \beta \cdot I_M + (\omega - \beta) \cdot Li_d = 0 \quad (4.39)$$

Условие максимума напряжения между зажимами проводящих фаз в установившемся режиме

$$\omega M \sin \beta \cdot I_M < 0.$$

Полученные уравнения с учетом принятых допущений эквивалентны уравнениям коллекторной машины постоянного тока с перемещающимся щеточным аппаратом.

С учетом уравнения нагрузочной цепи полная система уравнений магнитоэлектрического БЭГ

$$(R + R_H) i_d + (L + L_H) \frac{di_d}{dt} - \omega M_0 \sin \beta \cdot I_M = 0;$$

$$\omega M \cos \beta \cdot I_M + (\omega - \beta) \cdot Li_d = 0. \quad (4.40)$$

В установившемся режиме работы производные, входящие в (4.40) равны нулю и уравнения БЭГ принимают вид

$$(R + R_H) i_d - \omega M_0 \sin \beta \cdot I_M = 0;$$

$$\omega M \cos \beta \cdot I_M + \omega L i_d = 0. \quad (4.41)$$

По аналогии с БЭГ с интегрированным возбуждением с учетом корректировки экспериментально определенных или рассчитанных численно значений собственных и взаимных индуктивностей неизвестные системы уравнений (4.41):

ток нагрузки генератора

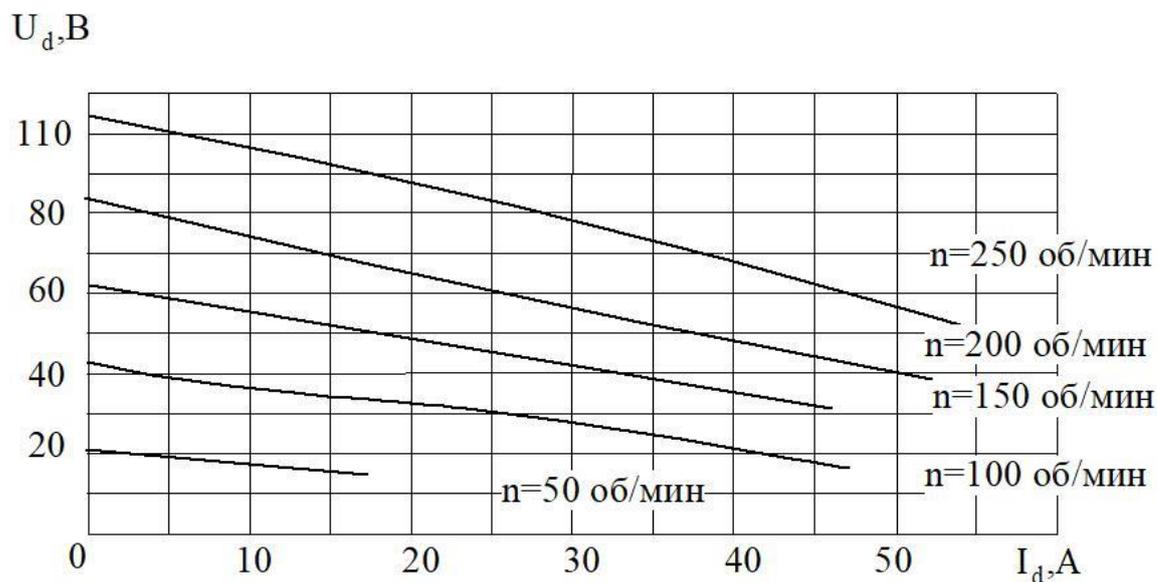
$$i_d = -\frac{M_0 \cos \beta \cdot I_M}{L};$$

угол положения проводящей фазы

$$\beta = \arctg \left(-\frac{R + R_H}{\omega \cdot L} \right) + \pi.$$

По полученным выражениям рассчитаны характеристики БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением мощностью 1,3 кВт при различных частотах вращения ротора (рис.4.16).

Внешние характеристики



Токоскоростная характеристика при $U_d = 24 \text{ В} = \text{const}$

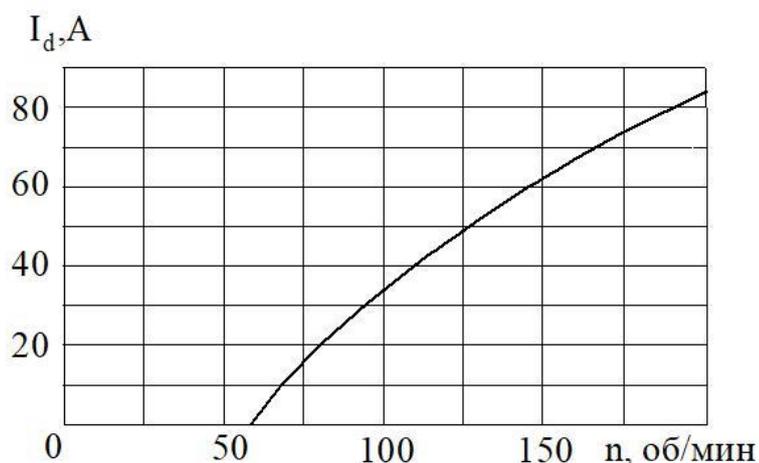


Рис.4.16. Характеристики ветрогенератора

4.4. Моделирование электромагнитных процессов БЭГ в автономной системе электроснабжения

Типовая автономная система электроснабжения постоянного тока включает первичный двигатель, бесконтактный генератор, фильтр, регулятор напряжения и аккумуляторную батарею.

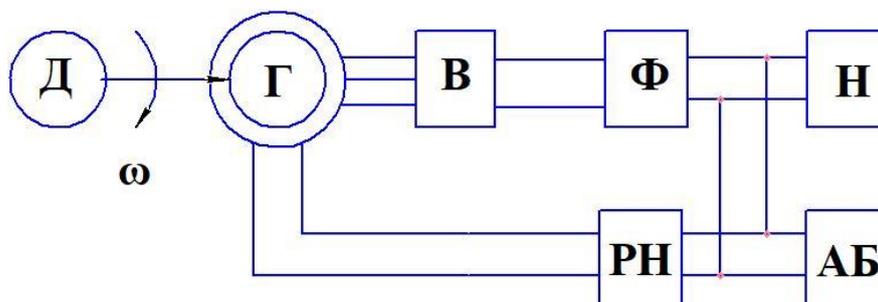


Рисунок 4.17 - Функциональная схема бортовой системы электроснабжения:

Д - первичный двигатель, Г - генератор, В – выпрямитель, Ф - фильтр,

Н - бортовая нагрузка, РН – регулятор напряжения, АБ – аккумуляторная батарея.

БЭГ, как объект автоматического управления, представляет собой сложную динамическую структуру, описываемую системой нелинейных дифференциальных уравнений высокого порядка. В задачах управления любой синхронной ма-

шиной можно использовать упрощенные линейризованные варианты динамических моделей, но они дают лишь приближённое представление о поведении машины. Наиболее эффективным способом получения решения является компьютерное моделирование.

При анализе работы генератора в электромеханической системе применим традиционный подход, при котором электромеханический преобразователь моделируется системой магнитосвязанных контуров с сосредоточенными параметрами [49, 117].

4.4.1. Уравнения m -фазного БЭГ в собственных осях обмоток

Система уравнений электрического равновесия напряжений контуров m -фазной обмотки якоря БЭГ, расположенной на статоре и индуктора, расположенного на роторе, имеет в общем случае в естественных (не преобразованных) осях вид

$$\mathbf{U} = \mathbf{R} \times \mathbf{i} + \frac{d}{dt}(\mathbf{L} \times \mathbf{i}), \quad (4.42)$$

где матрица напряжений контуров

$$\mathbf{U} = \begin{pmatrix} \mathbf{U}^S \\ \mathbf{U}^R \end{pmatrix}, \quad (4.43)$$

матрицы напряжений контуров статора и ротора

$$\begin{aligned} \mathbf{U}^S &= \text{colon} | U_1^S, U_2^S, \dots, U_m^S |; \\ \mathbf{U}^R &= | U_f |. \end{aligned} \quad (4.44)$$

матрица активных сопротивлений контуров

$$\mathbf{R} = \begin{pmatrix} \mathbf{R}^S & \\ & \mathbf{R}^R \end{pmatrix}; \quad (4.45)$$

субматрица активных сопротивлений якоря

$$\mathbf{R}^S = \text{diag}(R_\phi, R_\phi, \dots, R_\phi), \quad (4.46)$$

субматрица активных сопротивлений индуктора

$$\mathbf{R}^R = (R_f), \quad (4.47)$$

матрица токов контуров статора и ротора

$$\mathbf{i} = \begin{pmatrix} \mathbf{i}^S \\ \mathbf{i}^R \end{pmatrix}, \quad (4.48)$$

субматрицы токов

$$\mathbf{i}^S = \text{colon} \left| i_1, i_2, \dots, i_m \right|;$$

$$\mathbf{i}^R = \left| i_f \right|;$$

матрица собственных и взаимных индуктивностей обобщенного явнополюсного БЭГ

$$\mathbf{L} = \begin{pmatrix} \mathbf{L}^S & \mathbf{L}^{SR} \\ \mathbf{L}^{RS} & \mathbf{L}^R \end{pmatrix}; \quad (4.49)$$

субматрица собственных и взаимных индуктивностей якоря

$$\mathbf{L}^S = \mathbf{L}_\sigma^S + \begin{pmatrix} L_{11} & L_{12} & \dots & L_{1m} \\ L_{21} & L_{22} & \dots & L_{2m} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ L_{m1} & L_{m2} & \dots & L_{mm} \end{pmatrix}; \quad (4.50)$$

матрица индуктивностей рассеяния обмотки якоря

$$\mathbf{L}_\sigma^S = l_\sigma \text{diag}[1, 1, \dots, 1]; \quad (4.51)$$

Обозначим текущий угол поворота ротора БЭГ β . При отсчете от неподвижной оси, совпадающей с осью i -ой фазы якоря, угол между ней и продольной осью индуктора составит

$$\beta_k = \left(\omega t + \frac{\pi(3m - 2 - 4 \cdot (i - 1))}{2m} \right). \quad (4.52)$$

Обозначим $b = \frac{L_d + L_q}{2}$; $c = \frac{L_d - L_q}{2}$. В этом случае элементы матрицы ин-

дуктивностей размера $m \times m$ при синусоидальной индукции в зазоре

$$L_{ii} = b + c \cdot \cos 2\left(\beta - \frac{2\pi(i-1)}{m}\right);$$

$$L_{ij} = L_{ji} = b \cos \frac{2\pi}{m}(j-i) + c \cdot \cos 2\left(\beta - \frac{\pi(i+j-2)}{m}\right), i, j = 1, 2 \dots m; i \neq j. \quad (4.53)$$

Субматрица собственных индуктивностей ротора

$$\mathbf{L}^R = L_\sigma^R + L_{fd}. \quad (4.54)$$

Субматрица взаимных индуктивностей статора и ротора

$$\mathbf{L}^{SR} = \mathbf{L}_t^{RS} = \begin{pmatrix} M_{fd} \cos \beta & \dots & M_{fd} \cos\left(\beta + \frac{\pi}{2}\right) \\ M_{fd} \cos\left(\beta - \frac{2\pi}{m}\right) & \dots & M_{fd} \cos\left(\beta + \frac{\pi}{2} - \frac{2\pi}{m}\right) \\ \dots & \dots & \dots \\ M_{fd} \cos\left[\beta - (m-1)\frac{2\pi}{m}\right] & \dots & M_{fd} \cos\left[\beta + \frac{\pi}{2} - (m-1)\frac{2\pi}{m}\right] \end{pmatrix} \quad (4.55)$$

4.4.2. Моделирование электромагнитных процессов БЭГ с интегрированным возбудителем

Поскольку в общем магнитопроводе размещены две машины: синхронный возбудитель и синхронный генератор, уравнения, описывающие работу БЭГ, являются уравнениями каскада двух электромеханических преобразователей, параметры которых определяются с учетом взаимного влияния разнополюсных магнитных полей в участках магнитопровода и насыщения магнитной системы.

Дифференциальные уравнения, описывающие БЭГ, имеют в общем случае переменные коэффициенты. Для перехода к уравнениям с постоянными коэффициентами запишем уравнения в системе координат, жестко связанной с индуктором, а затем выполним координатные преобразования.

На рис.4.18 показана схема замещения БЭГ в системе координат d - q .

Уравнения возбудителя в осях d - q , неподвижных относительно статора:

$$0 = r_r i_{d1} + \frac{d\psi_{d1}}{dt} + p_1 \omega \psi_{q1};$$

$$0 = r_r i_{q1} + \frac{d\psi_{q1}}{dt} - p_1 \omega \psi_{d1}; \quad (4.56)$$

$$u_{f1} = r_{f1} i_{f1} + \frac{d\psi_{f1}}{dt}.$$

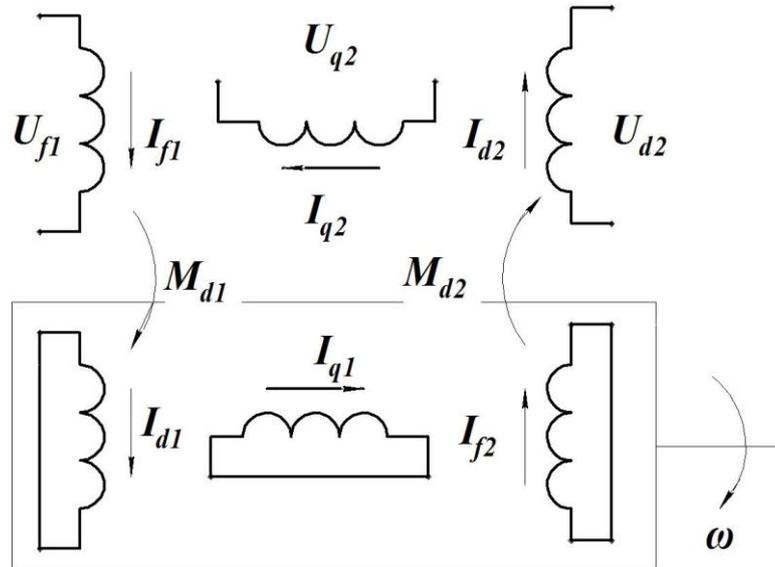


Рисунок 4.18 - Схема замещения БЭГ в системе координат $d-q$.

Уравнения генератора в осях $d-q$, вращающихся синхронно с ротором:

$$u_{d2} = r_s i_{d2} + \frac{d\psi_{d2}}{dt} - p_2 \omega \psi_{q2};$$

$$u_{q2} = r_s i_{q2} + \frac{d\psi_{q2}}{dt} + p_2 \omega \psi_{d2}; \quad (4.57)$$

$$0 = r_{f2} i_{f2} + \frac{d\psi_{f2}}{dt}.$$

В уравнениях (4.56), (4.57) индексы «1» относятся к напряжениям, токам, потокосцеплениям, параметрам возбудителя, «2» - генератора. Нули в левых частях выражений (4.56) указывают на режим работы первого каскада (СВ) – «короткое замыкание».

Потокосцепления:

$$\psi_{d1(2)} = L_{d1(2)} i_{d1(2)} + M_{d1(2)} i_{f1(2)};$$

$$\Psi_{q1(2)} = L_{q1(2)} i_{q1(2)}; \quad (4.58)$$

$$\Psi_{f1(2)} = L_{f1(2)} i_{f1(2)} + M_{d1(2)} i_{d1(2)}.$$

Электромагнитный момент и уравнение динамики

$$M_e = p_2 (i_{q2} \Psi_{d2} - i_{d2} \Psi_{q2});$$

$$M_e = M_c + J \frac{d\omega}{dt}, \quad (4.59)$$

где M_c - момент сопротивления на валу; J - момент инерции вращающихся частей (генератора и приводного двигателя); p_2 - число пар полюсов генератора; ω - угловая частота вращения ротора.

В общем случае m -фазного возбуждателя и n -фазного генератора напряжения и токи в собственных осях и осях d, q связаны следующими уравнениями

$$\begin{aligned} i_{d1} &= \frac{2}{m} \left[i_{a1} \cos \beta + i_{b1} \cos\left(\beta - \frac{2\pi}{m}\right) + \dots + i_{m1} \cos\left(\beta - \frac{2\pi(m-1)}{m}\right) \right]; \\ i_{q1} &= \frac{2}{m} \left[i_{a1} \sin \beta + i_{b1} \sin\left(\beta - \frac{2\pi}{m}\right) + \dots + i_{m1} \sin\left(\beta - \frac{2\pi(m-1)}{m}\right) \right]; \\ i_{d2} &= \frac{2}{n} \left[i_{a2} \cos\left(\beta \frac{p_2}{p_1}\right) + i_{b2} \cos\left(\left(\beta \frac{p_2}{p_1}\right) - \frac{2\pi}{n}\right) + \dots + i_{m2} \cos\left(\left(\beta \frac{p_2}{p_1}\right) - \frac{2\pi(n-1)}{n}\right) \right]; \\ i_{q2} &= \frac{2}{n} \left[i_{a2} \sin\left(\beta \frac{p_2}{p_1}\right) + i_{b2} \sin\left(\left(\beta \frac{p_2}{p_1}\right) - \frac{2\pi}{n}\right) + \dots + i_{m2} \sin\left(\left(\beta \frac{p_2}{p_1}\right) - \frac{2\pi(n-1)}{n}\right) \right]. \end{aligned} \quad (4.60)$$

Обратное преобразование

$$u_{a1} = u_{d1} \cos \beta - u_{q1} \sin \beta;$$

$$u_{b1} = u_{d1} \cos\left(\beta - \frac{2\pi}{m}\right) - u_{q1} \sin\left(\beta - \frac{2\pi}{m}\right);$$

$$u_{m1} = u_{d1} \cos\left(\beta - \frac{2\pi(m-1)}{m}\right) - u_{q1} \sin\left(\beta - \frac{2\pi(m-1)}{m}\right);$$

$$u_{a2} = u_{d2} \cos\left(\beta \frac{p_2}{p_1}\right) - u_{q2} \sin\left(\beta \frac{p_2}{p_1}\right); \quad (4.61)$$

$$u_{b2} = u_{d2} \cos\left(\left(\beta - \frac{2\pi}{n}\right) \frac{p_2}{p_1}\right) - u_{q2} \sin\left(\left(\beta - \frac{2\pi}{n}\right) \frac{p_2}{p_1}\right);$$

$$u_{n2} = u_{d2} \cos\left(\left(\beta - \frac{2\pi(n-1)}{n}\right) \frac{p_2}{p_1}\right) - u_{q2} \sin\left(\left(\beta - \frac{2\pi(n-1)}{n}\right) \frac{p_2}{p_1}\right).$$

Потокосцепления (4.58) зависят от насыщения стали магнитопровода БЭГ и не остаются постоянными при изменении режима работы. Так как в силу асимметрии магнитной системы проводимость магнитного потока генератора неодинакова по продольной и поперечной осям, поперечная составляющая магнитного потока, которая замыкается в основном по воздуху, мало зависит от насыщения стали. Продольная составляющая потока замыкается по оси полюсов и, следовательно, существенно зависит от насыщения. Кроме того, состояние магнитной цепи БЭГ определяется совместным действием двух разнополюсных магнитных полей, что необходимо учитывать при вычислениях потокосцеплений возбuditеля и генератора.

Для учета насыщения используем зависимости ЭДС генератора от постоянной составляющей тока ротора $E_{oG} = f(I_{R=})$ и тока ротора от тока возбуждения возбuditеля $I_R = f(I_f)$, полученные опытным или расчетным путем. Расчетное определение параметров БЭГ заключается в решении серии задач магнитостатики и нахождении зависимостей собственных и взаимных индуктивностей обмоток от совместного действия магнитных полей возбuditеля и генератора различной интенсивности в общем сердечнике.

Эта задача решена в главе 3 посредством численного моделирования магнитного поля БЭГ методом конечных элементов [56].

На рис.4.19 представлена имитационная модель БЭГ с интегрированным возбuditелем. Модель содержит два энергетических блока (возбuditель и основной генератор), блок нагрузки, аккумуляторную батарею. Для сглаживания пульсаций выпрямленного напряжения в модель введен R - C фильтр. Стабилизация выходного напряжения БЭГ осуществляется с помощью релейного регулятора напряжения [49].

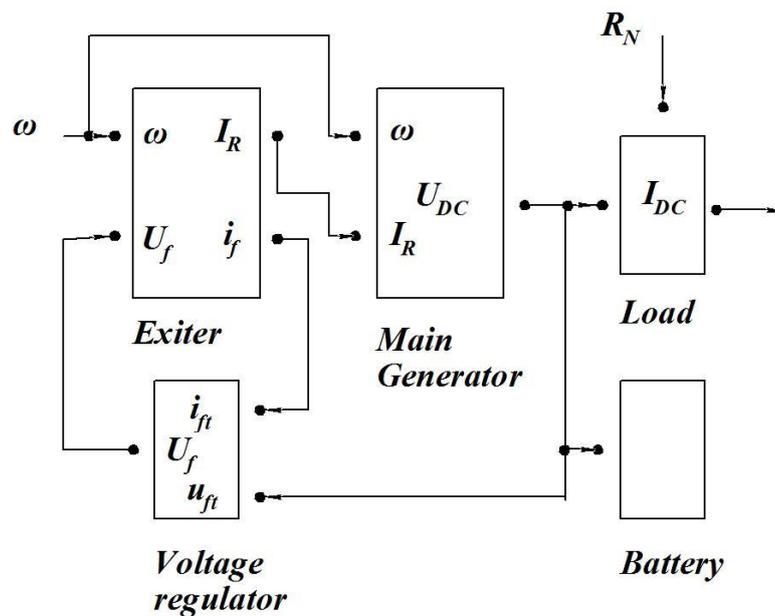


Рисунок 4.19 - Модель системы электроснабжения автономного объекта на основе генератора с интегрированным возбудителем

Модель, реализованная в среде Matlab-Simulink, показана на рис.4.20.

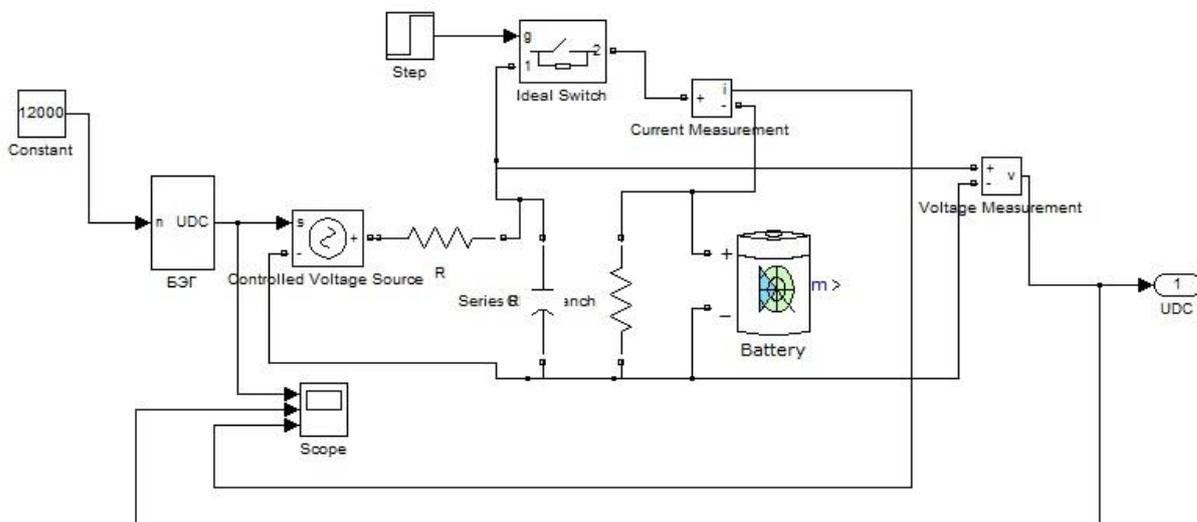


Рисунок 4.20 - Модель системы электроснабжения автономного объекта на основе БЭГ

Внутреннее содержание блока БЭГ раскрывается на рис.4.21. Блок БЭГ состоит из последовательно соединенных блоков возбудителя, генератора, реализу-

ющих уравнения (4.56, 4.57) и регулятора напряжения, который посредством обратной связи по выходному выпрямленному напряжению управляет величиной напряжения на обмотке возбуждения возбудителя.

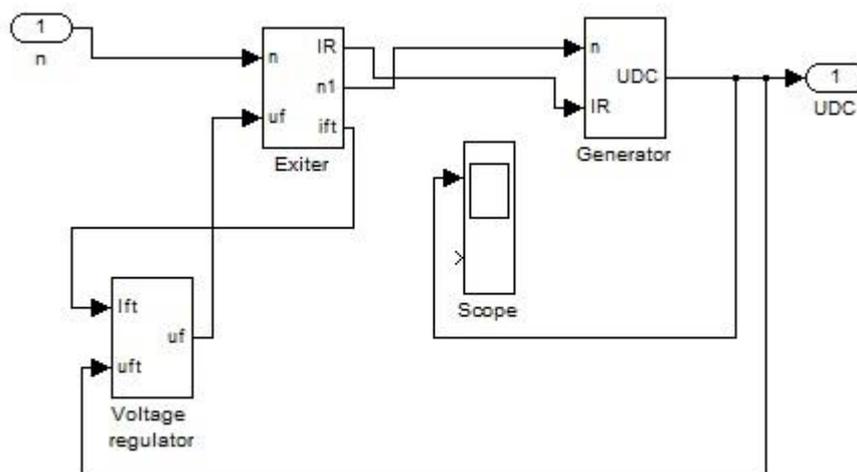


Рисунок 4.21 - Блок БЭГ

На рис.4.22 представлена структура блока *Exiter*, представляющего собой синхронный возбудитель обращенного исполнения *SV_abc*, работающий на однополупериодный выпрямитель *AC_DC*.

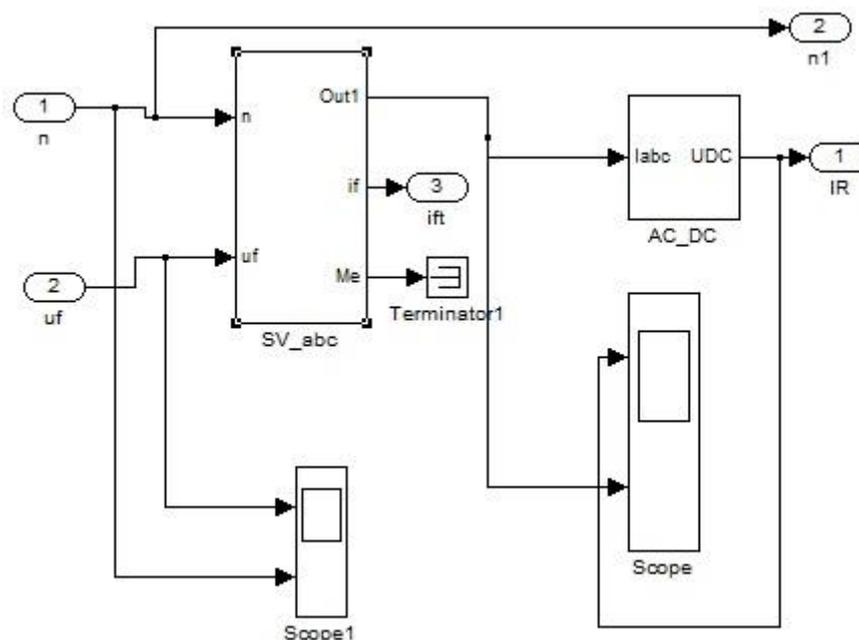


Рисунок 4.22 - Содержание блока *Exiter*

Блок *SV_abc* реализует уравнения синхронного возбудителя в осях d,q и обратное преобразование (4.61) к фазным координатам a,b,c . Его содержание представлено на рис.4.23, а на рис.4.24 показана реализация уравнений возбудителя в осях координат, жестко связанных со статором БЭГ и преобразователь координат $d,q-a,b,c$.

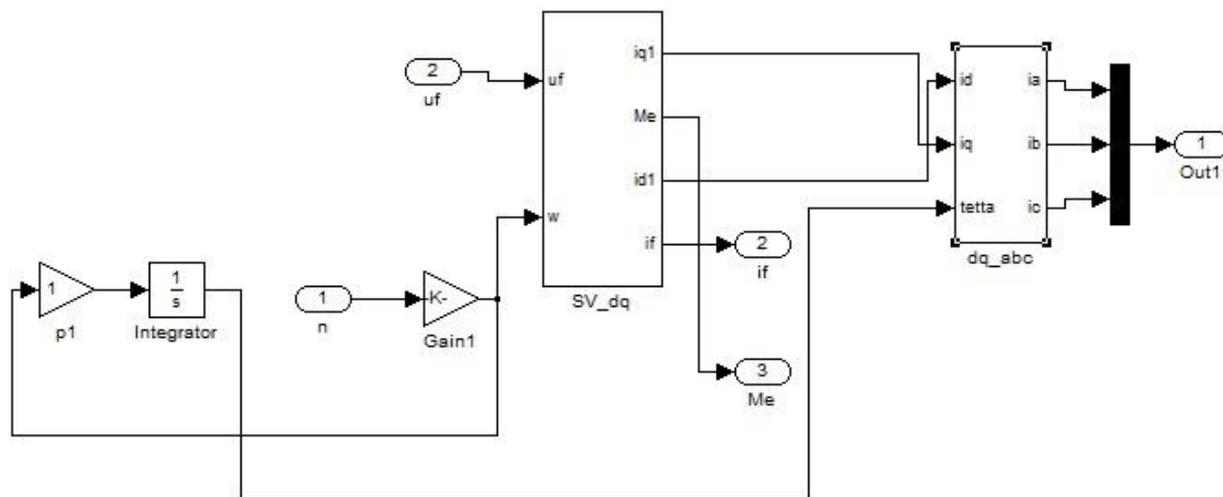
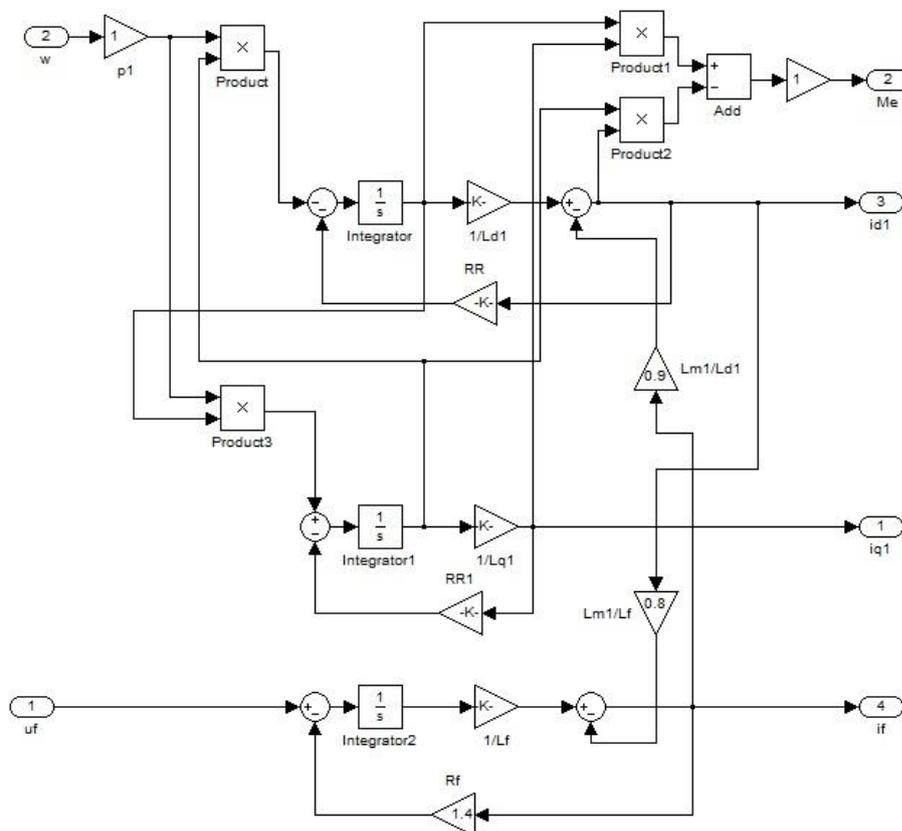


Рисунок 4.23 - Блок *SV_abc*



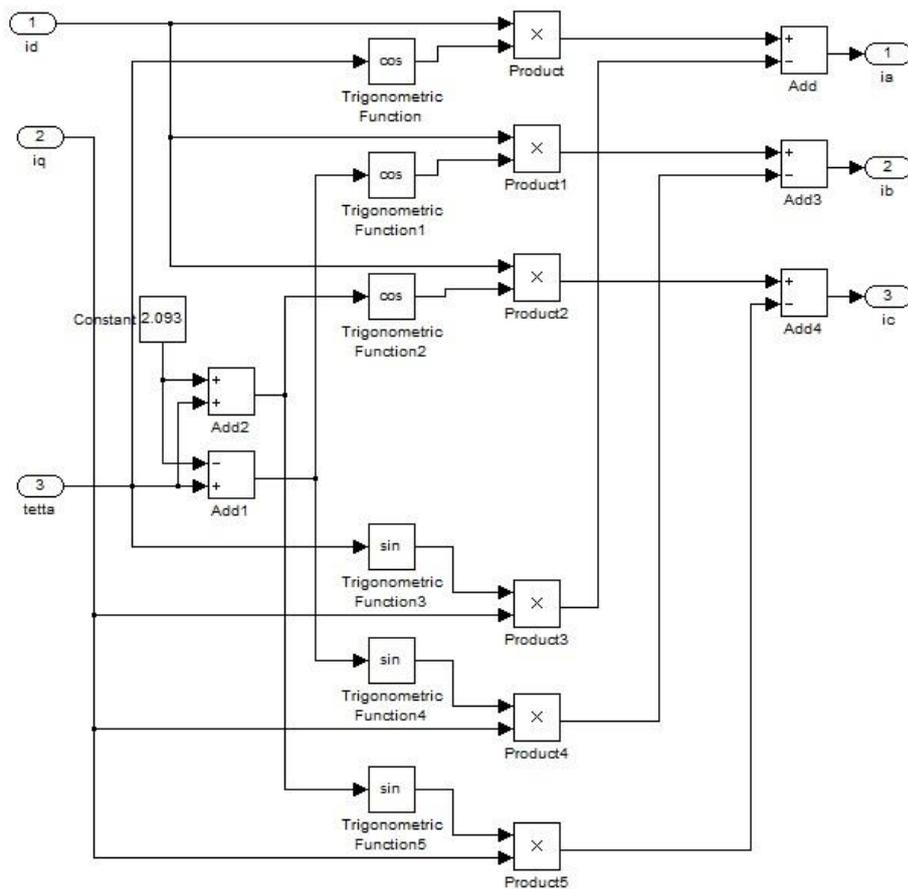


Рисунок 4.24 - Блоки SV_{dq} и dq_{abc}

По аналогии с возбудителем реализована модель основного генератора. Отличие заключается в том, что здесь оси d, q жестко связаны с индуктором (ротором) и силовой выпрямитель выполнен по мостовой схеме. На рис.4.25 раскрывается блок SG_{dq} , имитирующий уравнения (4.57,4.59) основного генератора в осях d, q .

Собственные и взаимные индуктивности, входящие в состав блоков SV_{dq} и SG_{dq} определяются при численном моделировании магнитного поля БЭГ с учетом влияния разнополюсных магнитных полей на магнитное состояние ферромагнитных участков магнитопровода.

На рис.4.26 показано содержание блока *Voltage regulator*, обеспечивающего питание обмотки возбуждения возбудителя. Здесь же моделируется релейное регулирование напряжения на этой обмотке.

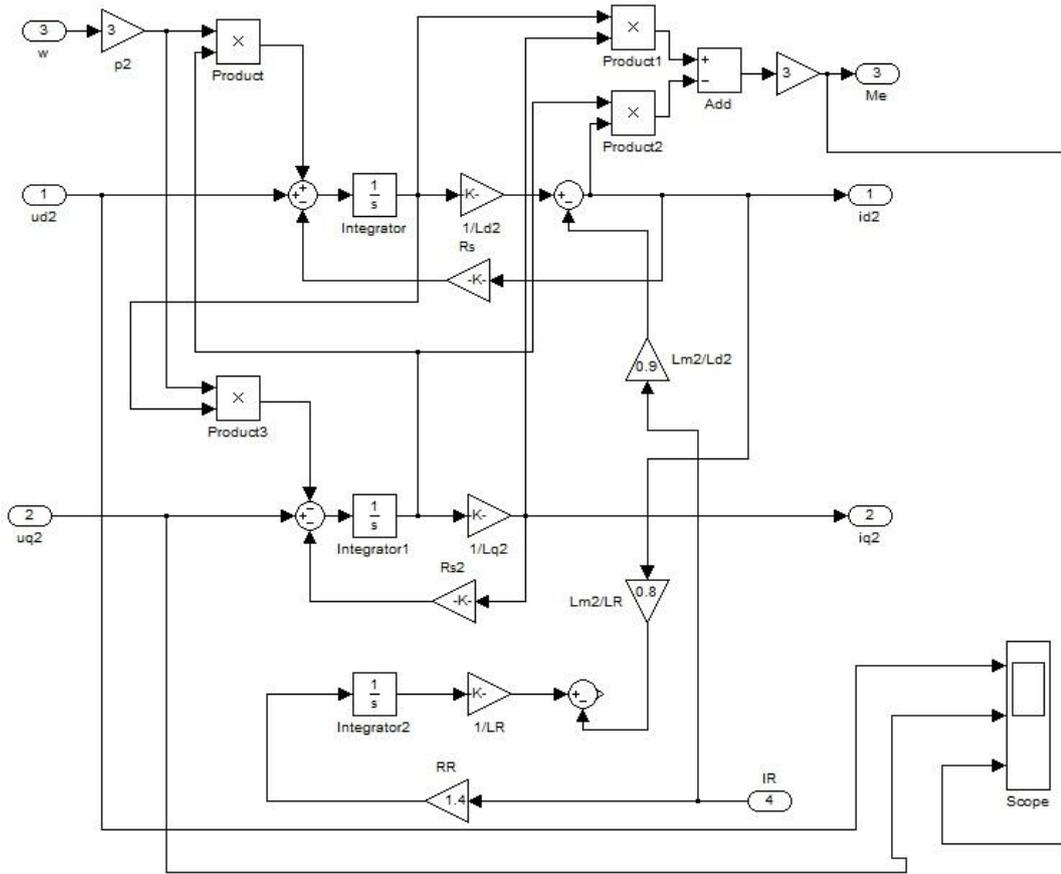


Рисунок 4.25 - Схема блока *SG_dq*

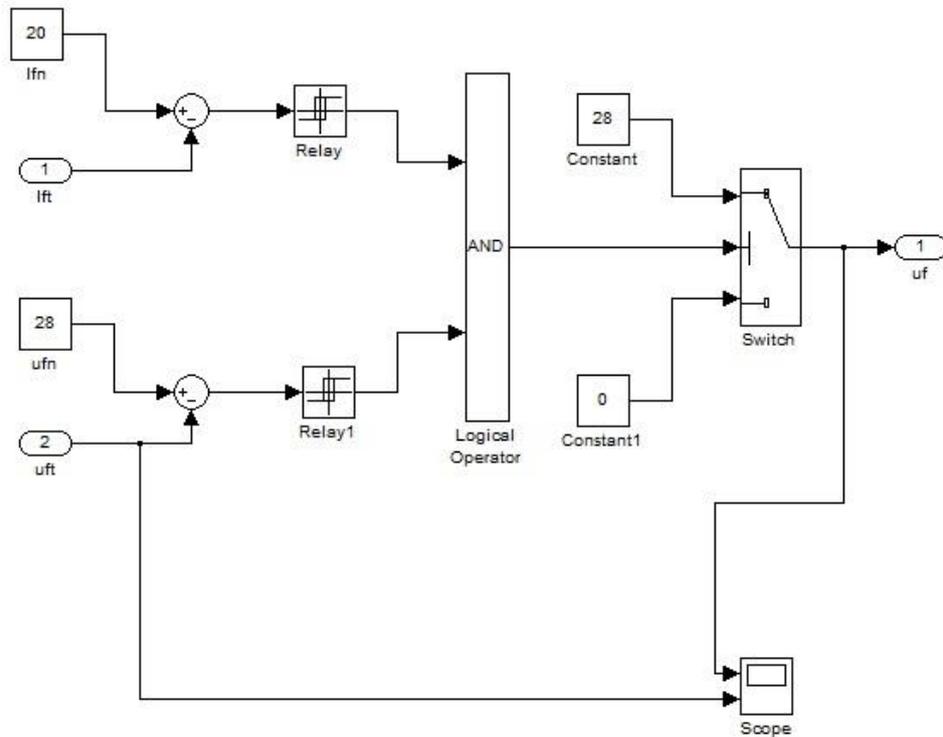


Рисунок 4.26 - Блок *Voltage regulator*

Текущие значения тока возбуждения I_{ft} и напряжения звена постоянного тока U_{ft} сравниваются на сумматоре с заданными значениями тока I_{fn} и выходным напряжением БЭГ после силового выпрямителя. В зависимости от результата сравнения обеспечивается релейное переключение напряжения на обмотке возбуждения возбудителя на 0 В или 28 В. Объединение каналов тока возбуждения и напряжения звена постоянного тока осуществляется посредством логического сложения *AND*.

На модели, приведенной на рис.4.19, исследовались переходные режимы работы БЭГ, в частности, наброс и сброс нагрузки, включение возбуждения в замкнутой системе.

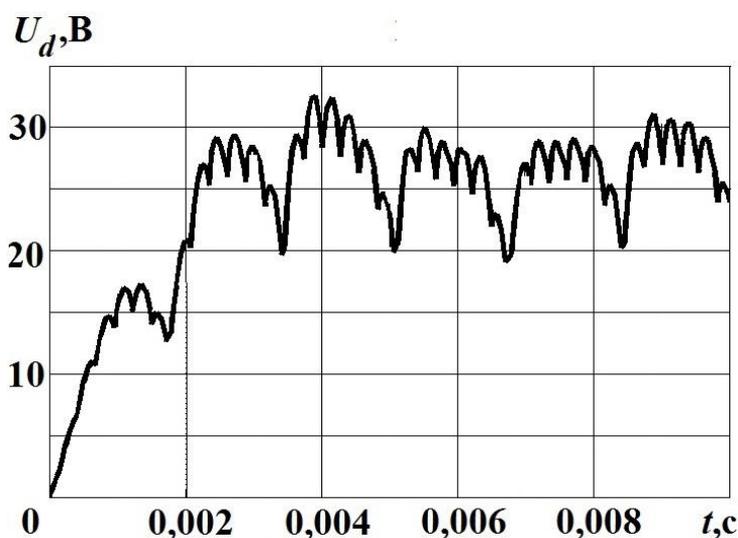
Параметры генератора:

$$r_f = 50 \text{ Ом}; r_r = 3,05 \text{ Ом}; r_s = 0,37 \text{ Ом};$$

$$L_f = 0,8274 \text{ Гн}, L_r = 0,055 \text{ Гн}, L_s = 0,004 \text{ Гн},$$

$$M_{01} = 0,1399 \text{ Гн}, M_{02} = 0,01 \text{ Гн}.$$

На рис.4.27 приведены осциллограммы переходного процесса включения генератора на номинальное напряжение возбуждения 28 В на холостом ходу. В момент времени $t = 0,005\text{с}$ происходит наброс номинальной нагрузки. На рис.4.28 показано изменение тока в электрически совмещенной обмотке ротора.



а)

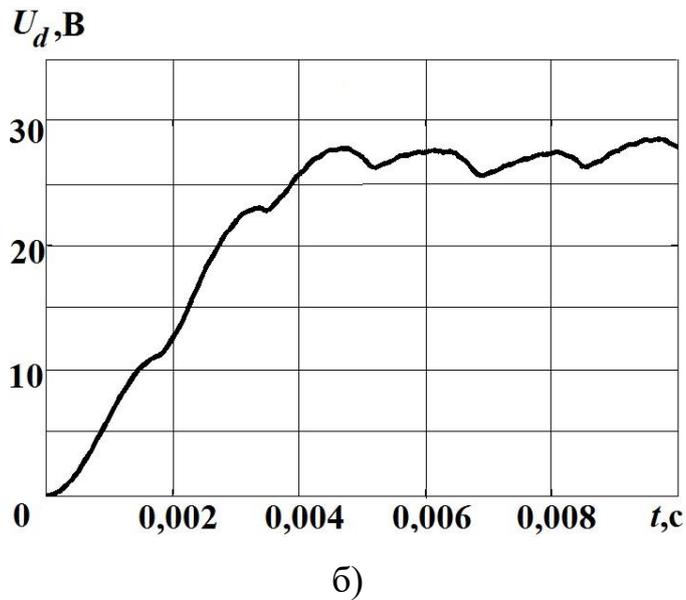


Рисунок 4.27 - Выходное напряжение БЭГ:

а) – до фильтра; б) – после фильтра

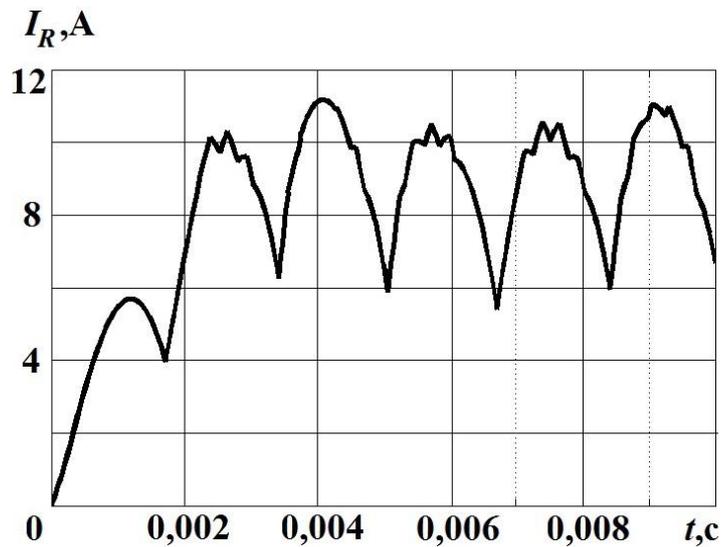


Рисунок 4.28 - Ток ротора

Анализ данных моделирования показывает, что выходное напряжение БЭГ содержит существенные пульсации, для устранения которых необходимо применение сглаживающего фильтра. После фильтрации коэффициент пульсаций выпрямленного напряжения не превышает 2,5%, что удовлетворяет большинство потребителей.

При включении возбуждения время нарастания напряжения до номинального значения не превышает 4мс, что указывает на хорошее быстродействие по управляющему воздействию.

При набросе нагрузки наблюдается незначительный провал выходного напряжения, который отрабатывается регулятором по цепи возбуждения возбудителя за 3мс.

4.4.3. Моделирование электромагнитных процессов БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением

Уравнения электрического равновесия для БЭГ в фазных координатах и матричной форме записи преобразуются к виду

$$U_{abc} = R \cdot i_{abc} + \frac{dL}{dt} \cdot i_{abc} + L \cdot \frac{di_{abc}}{dt} + \frac{dM_M}{dt} I_M. \quad (4.62)$$

Матрицы активных сопротивлений и взаимных индуктивностей обмотки якоря с постоянным магнитом

$$R = \begin{pmatrix} R_1 & & & \\ & R_2 & & \\ & & \ddots & \\ & & & R_m \end{pmatrix};$$

$$M_M = M_M \begin{pmatrix} \cos\beta \\ \cos(\beta - \frac{2\pi}{m}) \\ \dots\dots\dots \\ \cos(\beta - \frac{2\pi(m-1)}{m}) \end{pmatrix} \quad (4.63)$$

Уравнение электрического равновесия *i*-ой фазы БЭГ

$$u_i = \frac{d}{dt} (\psi_i + \psi_{M_i}) + i_i R_i. \quad (4.64)$$

Собственное потокосцепление *i*-ой фазы

$$\psi_i = l_\sigma i_i + \sum_{j=1}^m L_{ij} i_j. \quad (4.65)$$

Производная потокосцепления взаимной индукции *i*-ой фазы при $I_M = \text{const}$

$$\psi'_{M_i} = -\omega I_M M_M \sin\beta_i. \quad (4.66)$$

Полученные уравнения БЭГ в фазных координатах представляются не удобными для имитационного моделирования электромагнитных процессов БЭГ,

так как в случае многофазной обмотки якоря система уравнений электрического равновесия имеет большой порядок.

При использовании генераторов с магнитоэлектрическим возбуждением и прямым приводом от ветроколеса для построения системы автономного электро-снабжения предпочтительно применять промежуточное звено постоянного тока с буферным накопителем энергии, а при питании потребителей промышленной частоты использовать инвертор. Для регулирования мощности генератора применяют балластную активную нагрузку, воспринимающую избыток мощности при увеличении скорости ветра, а в качестве буферного накопителя используют аккумуляторную батарею.

На современном этапе развития автономных ВЭУ достаточно полно исследованы статические режимы работы генераторов с электромагнитным и магнитоэлектрическим возбуждением. Однако, нестационарные динамические режимы ВЭУ малой мощности, характеризующиеся переменной скоростью ветра и необходимостью регулирования нагрузки в условиях стабильного напряжения, исследованы в недостаточной степени. На рис.4.29 показана функциональная схема ветроэнергетической установки.

Выходное напряжение генератора выпрямляется и через фильтр поступает на сборную шину, к которой подключаются балластная нагрузка $r_{бн}$ и аккумуляторная батарея АБ. С шины напряжение U_{\sim} поступает на инвертор, после чего переменное напряжение промышленной частоты $U_{2\sim}$ идет в нагрузку.

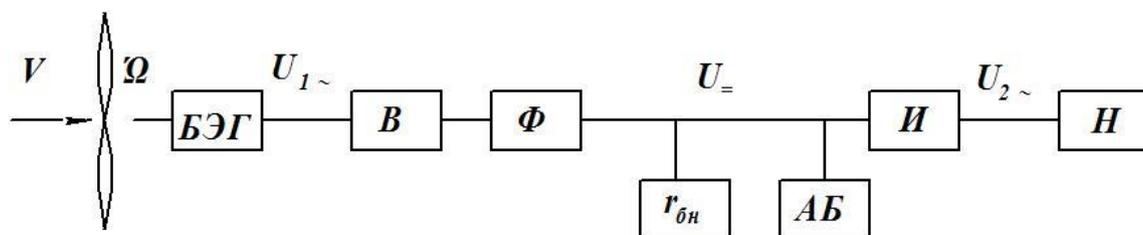


Рисунок 4.29 - Функциональная схема ВЭУ

Увеличение скорости ветра V выше номинальной приводит к росту напряжения и частоты на выходе генератора. Для стабилизации напряжения сопротивление $r_{\bar{0}n}$ уменьшается, излишняя мощность отводится в балластную нагрузку и происходит заряд аккумуляторной батареи. При снижении мощности на ветроколесе система работает на уменьшение балластной нагрузки. Напряжение на сборной шине изменяется при этом незначительно. В случае полной потери мощности нагрузки и заряда АБ ветроколесо выводится от ветра или затормаживается.

Изменение балластной нагрузки обеспечивается подключением к сборной шине резисторов через устройство широтно-импульсной модуляции с частотой несколько кГц. В схеме присутствует контроллер заряда и разряда АБ, обеспечивающий ее оптимальный режим работы.

Выполним математическое описание режимов работы генератора с постоянными магнитами в ортогональных осях d, q , жестко связанных с ротором. При этом не имеет значения конструктивное исполнение ротора (внутренний или внешний). В генераторах сравнительно небольшой мощности, таких как ветрогенераторы с прямым приводом, стартер-генераторы БПЛА, не предусматривается специальных демпфирующих обмоток на роторе. Их роль выполняют массивные части магнитопровода. Поскольку демпфирующие токи незначительно влияют на режим работы БЭГ, в математической модели они не учитываются, как и соответствующие им потокосцепления.

Также учтем, что изменение потока в зазоре БЭГ вследствие частичного размагничивания высококоэрцитивных постоянных магнитов существенно проявляется лишь при токах, близких к короткому замыканию или при рабочих температурах, приводящих к частичной потере магнитных свойств ПМ. Поэтому принято допущение о постоянстве магнитного потока. Подобные допущения используются разработчиками модели машины с постоянными магнитами в пакете *Matlab Simulink* [6,128].

Уравнения электрического равновесия БЭГ по продольной и поперечной осям имеют вид

$$u_d = ri_d + \frac{d\psi_d}{dt} - p\omega\psi_q; \quad (4.67)$$

$$u_q = ri_q + \frac{d\psi_q}{dt} + p\omega\psi_d,$$

где u_d, u_q, i_d, i_q - составляющие фазных напряжений и токов обмотки якоря БЭГ по продольной и поперечной осям;

r - активное сопротивление фазы обмотки якоря;

ψ_d, ψ_q - потокосцепления между индуктором и якорем по осям d, q .

Потокосцепления

$$\begin{aligned} \psi_d &= L_d i_d + M_M I_M; \\ \psi_q &= L_q i_q, \end{aligned} \quad (4.68)$$

где M_M - коэффициент взаимной индукции между обмоткой якоря и постоянным магнитом;

L_d, L_q - собственные индуктивности якоря по осям d, q .

Электромагнитный момент и уравнение механического равновесия

$$M_e = p(i_q \psi_d - i_d \psi_q) = pi_q [M_M I_M + (L_d - L_q) i_d];$$

$$M_e = M_c + J \frac{d\omega}{dt}. \quad (4.69)$$

Полученная модель реализована в среде *Matlab-Simulink*. Содержание блока БЭГ раскрыто на рис.4.30.

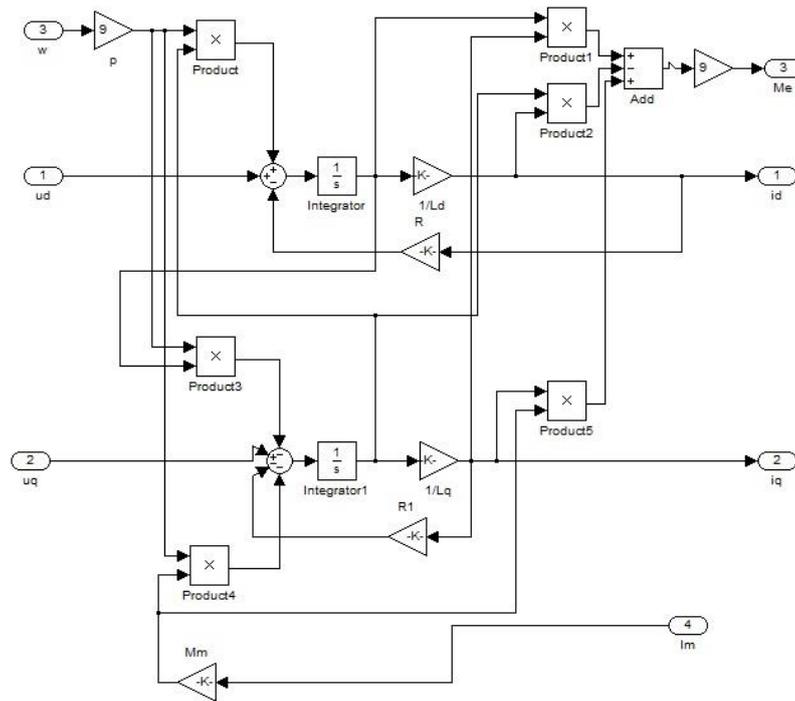


Рисунок 4.30 - Модель БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением
в осях d, q

На данной модели были исследованы переходные режимы работы ветрогенератора с прямым приводом.

Параметры модели:

- активное сопротивление обмотки статора $R = 0,27 \text{ Ом};$
- индуктивность якоря по оси d $L_d = 4,95 \cdot 10^{-3} \text{ Гн};$
- индуктивность якоря по оси q $L_q = 4,31 \cdot 10^{-3} \text{ Гн};$
- взаимная индуктивность индуктора и якоря $M_M = 4,0 \cdot 10^{-4} \text{ Гн};$
- фиктивный ток возбуждения $I_M = 320 \text{ А}.$

На рис.4.31. показан переходный процесс при набросе номинальной нагрузки на выходе генератора. Изменение сопротивления нагрузки происходит в момент времени $t=0,03\text{с}$. На верхней осциллограмме показана форма напряжения холостого хода генератора u_{d1} , а ниже – напряжение после фильтра u_{d2} и ток нагрузки i_d .

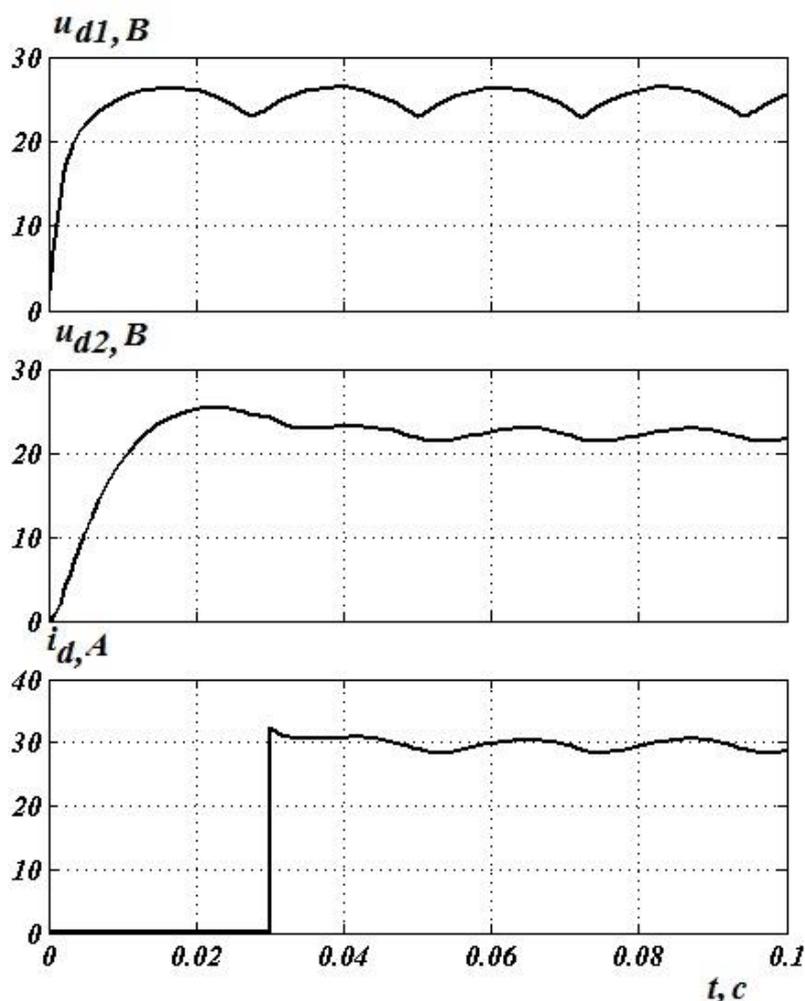


Рисунок 4.31 - Переходный процесс при набросе нагрузки

Из осциллограмм видно, что время переходного процесса по возмущающему воздействию не превышает 5мс, что указывает на хорошее быстродействие системы даже при низких частотах вращения вала генератора (100 ÷ 150 об/мин).

4.5. Аналитические математические модели БЭГ

При решении задач проектирования и оптимизации БЭГ критерии качества, входящие в расчетно-оптимизационный комплекс и являющиеся скалярными целевыми функциями, должны по возможности описываться аналитическими выражениями, расчет которых не представляет трудностей и может быть осуществлен без значительных затрат времени. Полученные в параграфах 4.1, 4.2 дифференциальные уравнения БЭГ, описывающие изменение выпрямленного напряжения в

зависимости от нагрузки, достаточно сложны и для получения полного решения требуют большого количества времени ЭВМ.

Эти уравнения значительно упрощаются, если рассматривать малые отклонения всех переменных величин от их установившихся значений [83]. Для малых отклонений система дифференциальных уравнений БЭГ линеаризуется и с помощью преобразования Лапласа можно получить ее аналитическое решение.

Зададим малые отклонения неизвестных переменных от точки установившегося состояния $\Delta i_f, \Delta i_R, \Delta i_d, \Delta \beta_B, \Delta \beta_\Gamma$. Значения переменных в точке установившегося состояния $I_f, I_R, I_d, \beta_B, \beta_\Gamma$. Управляющее и возмущающее воздействия на БЭГ с интегрированным возбудителем - соответственно изменение напряжения возбуждения возбудителя ΔU_f и изменение сопротивления нагрузки ΔR_H .

Запишем уравнения в отклонениях

$$\begin{aligned}
 \Delta U_f &= (R_f + pL_f)\Delta i_f + M_{fB,0}(\cos\beta_B p\Delta i_R - \sin\beta_B I_R \Delta\beta_B); \\
 0 &= (R_R + pL_R)\Delta i_R + M_{fB,0}(\cos\beta_B p\Delta i_f - \omega\sin\beta_B \Delta i_f - \omega\cos\beta_B I_f \Delta\beta_B) + \\
 &+ M_{f\Gamma,0}(\cos\beta_\Gamma p\Delta i_d - \sin\beta_\Gamma I_d p\Delta\beta_\Gamma); \\
 0 &= M_{fB,0}(\sin\beta_B p\Delta i_f + \omega\cos\beta_B \Delta i_f - \omega\sin\beta_B I_f \Delta\beta_B) + \\
 &+ L_R(\omega\Delta i_R - I_R p\Delta\beta_B); \\
 0 &= (R_S + R_H)\Delta i_d + \Delta R_H I_d + L_S p\Delta i_d + M_{f\Gamma,0}\cos\beta_\Gamma p\Delta i_R - \\
 &- p_2/p_1 \omega M_{f\Gamma,0}(\sin\beta_\Gamma \Delta i_R - \cos\beta_\Gamma I_R \Delta\beta_\Gamma); \\
 0 &= M_{f\Gamma,0}\sin\beta_\Gamma p\Delta i_R + p_2/p_1 \omega M_{f\Gamma,0}(\cos\beta_\Gamma \Delta i_R - \sin\beta_\Gamma I_R \Delta\beta_\Gamma) + \\
 &+ L_S(p_2/p_1 \omega \Delta i_d - I_d p\Delta\beta_\Gamma).
 \end{aligned} \tag{4.70}$$

Введем дополнительное допущение, не искажающее физического смысла процессов. Учитывая, что возбудитель постоянно работает в режиме короткого замыкания, положим угол $\beta_B = 0$. При этом система (4.70) упрощается и приводится к виду (4.71). Структурная схема БЭГ как объекта регулирования, соответствующая уравнениям (4.70), приведена на рис. 4.32.

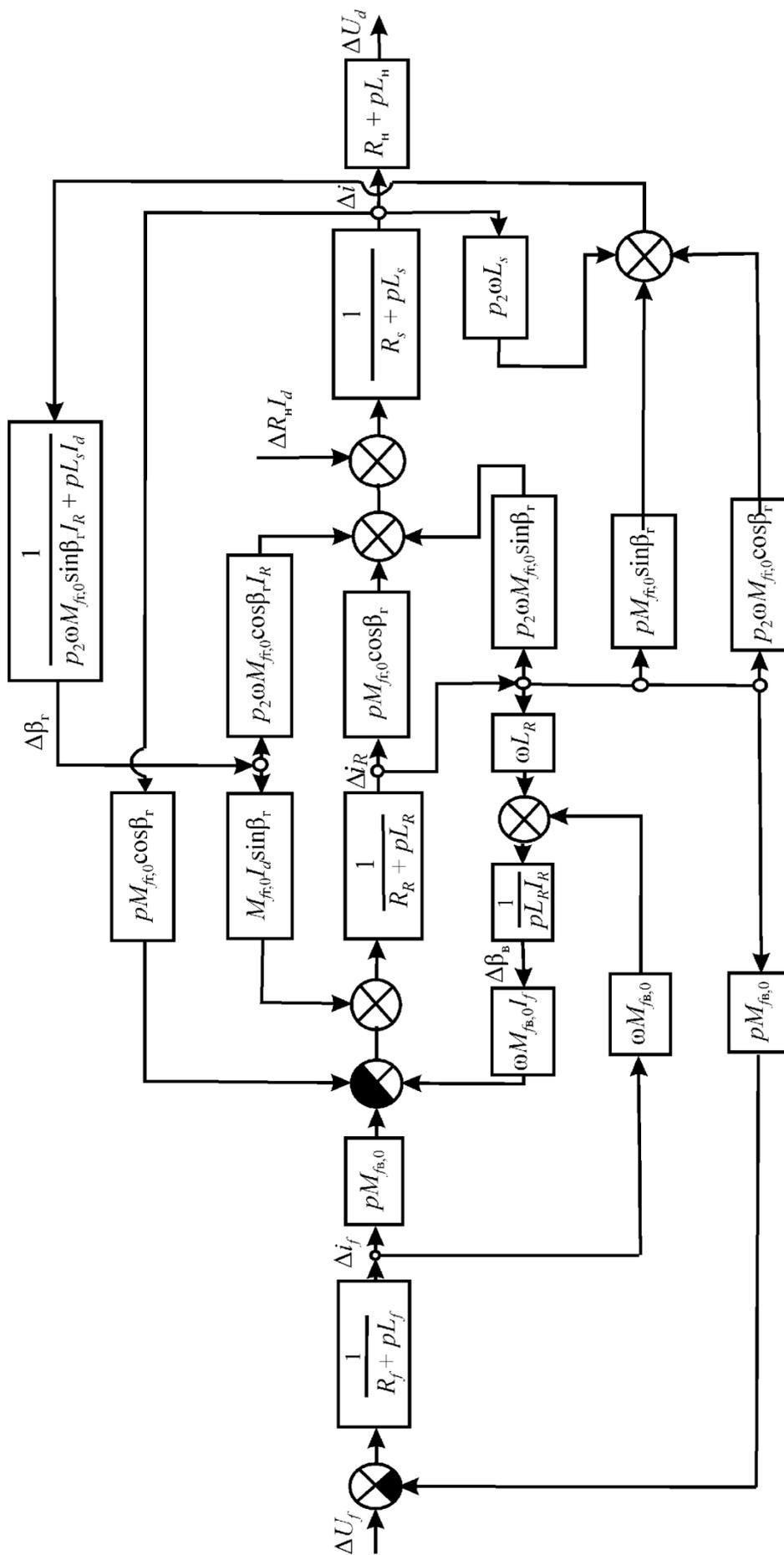


Рисунок 4.32 - Структурная схема БЭГ как объекта регулирования

$$\begin{aligned}
\Delta U_f &= (R_f + pL_f)\Delta i_f + M_{fB,0} p\Delta i_R; \\
0 &= (R_R + pL_R)\Delta i_R + M_{fB,0}(p\Delta i_f - \omega I_f \Delta\beta_B) + \\
&+ M_{fT,0}(\cos\beta_\Gamma p\Delta i_d - \sin\beta_\Gamma I_d p\Delta\beta_\Gamma); \\
0 &= M_{fB,0}\omega\Delta i_f + L_R(\omega\Delta i_R - I_R p\Delta\beta_B); \\
0 &= (R_S + R_H)\Delta i_d + \Delta R_H I_d + L_S p\Delta i_d + M_{fT,0}\cos\beta_\Gamma p\Delta i_R - \\
&- p_2 / p_1 \omega M_{fT,0}(\sin\beta_\Gamma \Delta i_R - \cos\beta_\Gamma I_R \Delta\beta_\Gamma); \\
0 &= M_{fT,0}\sin\beta_\Gamma p\Delta i_R + p_2 / p_1 \omega M_{fT,0}(\cos\beta_\Gamma \Delta i_R - \sin\beta_\Gamma I_R \Delta\beta_\Gamma) + \\
&+ L_S(p_2 / p_1 \omega \Delta i_d - I_d p \Delta\beta_\Gamma).
\end{aligned} \tag{4.71}$$

Решая систему уравнений (4.71) относительно приращений напряжения возбуждения и сопротивления нагрузки, получаем выражения для передаточных функций БЭГ по управляющему (изменение напряжения возбуждения) и возмущающему (изменение нагрузки) воздействиям, как объекта регулирования.

Передаточная функция по управляющему воздействию

$$W_y(p) = \frac{\Delta U_d(p)}{\Delta U_f(p)} = \frac{-R_H \Delta i_d(p)}{\Delta U_f(p)} = \frac{-R_H(b_4 p^4 + b_3 p^3 + b_2 p^2 + b_1 p + b_0)}{a_5 p^5 + a_4 p^4 + a_3 p^3 + a_2 p^2 + a_1 p + a_0}. \tag{4.72}$$

Коэффициенты выражения (4.72) в числителе, полученные при совместном решении уравнений системы (4.71)

$$\begin{aligned}
b_0 &= I_f I_R (p_2 / p_1 \omega^2 M_{fB,0} M_{fT,0})^2; \\
b_1 &= I_d I_f L_S p_2 / p_1 \omega^3 M_{fB,0}^2 M_{fT,0} \sin\beta_\Gamma; \\
b_2 &= -\omega^2 M_{fB,0} M_{fT,0} (L_R M_{fT,0} I_R^2 (p_2 / p_1)^2 + L_S M_{fB,0} I_d I_f \cos\beta_\Gamma); \\
b_3 &= -L_R I_R L_S I_d p_2 / p_1 \omega M_{fB,0} M_{fT,0} \sin\beta_\Gamma; \\
b_4 &= L_R I_R L_S I_d M_{fB,0} M_{fT,0} \cos\beta_\Gamma.
\end{aligned} \tag{4.73}$$

Аналогичным образом рассчитываются коэффициенты в знаменателе.

Передаточная функция по возмущающему воздействию

$$W_6(p) = \frac{\Delta U_d(p)}{\Delta R_H(p)} = -I_d R_H \cdot \frac{c_4 p^4 + c_3 p^3 + c_2 p^2 + c_1 p + c_0}{a_5^3 p^5 + a_4 p^4 + a_3 p^3 + a_2 p^2 + a_1 p + a_0}. \tag{4.74}$$

Коэффициенты характеристического уравнения в числителе и знаменателе также получаем при совместном решении уравнений системы (4.71).

Полученные передаточные функции БЭГ могут быть использованы при синтезе системы автоматического регулирования напряжения и анализе динамических свойств генератора. Проверка устойчивости работы БЭГ при малых отклонениях от установившегося состояния осуществляется с использованием критерия Гурвица [83].

Согласно этому критерию для устойчивости системы пятого порядка необходимо, чтобы все коэффициенты характеристического уравнения ($a_0 \dots a_5$) были положительными. Кроме того, должны удовлетворяться следующие неравенства

$$\begin{aligned} a_3 a_4 &> a_2 a_5; \\ (a_3 a_4 - a_2 a_5) \cdot (a_1 a_2 - a_0 a_3) &> (a_1 a_4 - a_0 a_5)^2. \end{aligned} \quad (4.75)$$

Неравенства (4.75) позволяют на стадии проектирования БЭГ оценивать его устойчивость как объекта регулирования, не прибегая при этом к решению системы (4.71) и нахождению корней характеристического уравнения.

Выполним оценку влияния отдельных параметров БЭГ на устойчивость. Если пренебречь малыми параметрами в выражениях (4.72), (4.74), можно понизить порядок характеристического уравнения и упростить выражения для передаточных функций. При этом переходный процесс по управляющему и возмущающему воздействиям при скачкообразном изменении соответственно напряжения возбуждения и сопротивления нагрузки достаточно точно описывают передаточные функции вида

$$\begin{aligned} W_Y(p) &= \frac{\Delta U_d(p)}{\Delta U_f(p)} = -R_H \frac{b_1 p + b_0}{a_2 p^2 + a_1 p + a_0}; \\ W_B(p) &= \frac{\Delta U_d(p)}{\Delta R_H(p)} = -I_d R_H \frac{c_2 p^2 + c_1 p + c_0}{a_3 p^3 + a_2 p^2 + a_1 p + a_0}. \end{aligned} \quad (4.76)$$

При описании БЭГ системой уравнений второго порядка относительная погрешность в расчетных точках переходной характеристики по управляющему воздействию не превышает 1,5% по сравнению с расчетом по выражению (4.72), что подтверждено сравнением результатов расчета переходных характеристик.

Корни первого характеристического уравнения системы (4.76)

$$p_{1,2} = -\frac{a_1}{2a_2} \pm \frac{\sqrt{a_1^2 - 4a_0a_2}}{2a_2}. \quad (4.77)$$

Передаточная функция БЭГ для управляющего воздействия при малых отклонениях

$$W_y(p) = \frac{(\tau_1 p + 1)}{(T_1 p + 1)(T_2 p + 1)}. \quad (4.78)$$

Здесь постоянные времени:

$$\tau_1 = \frac{b_1}{b_0}; \quad T_1 = \frac{2a_2}{a_1 - \sqrt{a_1^2 - 4a_0a_2}}; \quad T_2 = \frac{2a_2}{a_1 + \sqrt{a_1^2 - 4a_0a_2}}. \quad (4.79)$$

Оригинал во временной области, соответствующий выражению (4.78)

$$h_y(t) = 1 + \frac{\tau_1 - T_1}{T_1 - T_2} e^{-t/T_1} + \frac{T_2 - \tau_1}{T_1 - T_2} e^{-t/T_2}. \quad (4.80)$$

Передаточная функция БЭГ для возмущающего воздействия при малых отклонениях

$$W_\varepsilon(p) = \frac{c_0 p^2 + c_1 p + 1}{T^2 p^2 + 2\xi T p + 1)(T_1 p + 1)}. \quad (4.81)$$

Постоянные времени:

$$T = \sqrt{\frac{1}{d^2 + m^2}}; \quad T_1 = -\frac{1}{p_1}, \quad (4.82)$$

где d, m - действительная и мнимая часть комплексных сопряженных корней характеристического уравнения; p_1 - действительный корень.

Оригинал, соответствующий выражению (4.81)

$$h_\varepsilon(t) = 1 + c_3 e^{-\gamma t} \sin(\lambda t - \theta) - c_4 e^{-\alpha t}, \quad (4.83)$$

где постоянные интегрирования

$$c_3 = \frac{1}{\lambda T} \sqrt{\frac{\lambda^2 (c_0 - T^2) + ((c_1 - \gamma(c_0 + T^2)))}{T^2 (1 - 2\gamma T_1) + T_1^2}};$$

$$c_4 = \frac{c_0 - (c_1 - T_1)T_1}{T^2 (1 - 2\gamma T_1) + T_1}. \quad (4.84)$$

Коэффициенты, входящие в (4.83), (4.84)

$$\gamma = \frac{\xi}{T}; \quad \lambda = \frac{\sqrt{1-\xi^2}}{T}; \quad \alpha = \frac{1}{T_1}; \quad \theta = \arctg\left[\frac{\lambda T_1}{1-\gamma T_1}\right] + \arctg\left[\frac{\lambda(T^2 - c_0)}{c_1 - \gamma(c_0 + T^2)}\right].$$

Для подтверждения адекватности аппроксимирующей модели был проведен сравнительный анализ переходных процессов БЭГ при типовых ступенчатых воздействиях по каналам управления и возмущения для полной и линеаризованной математических моделей.

С этой целью выполнен расчет переходных характеристик:

- наброс 10% напряжения возбуждения при номинальной нагрузке;
- наброс 15% активной нагрузки из номинального режима.

Переходные характеристики по управляющему и возмущающему воздействиям, рассчитанные по аппроксимирующей модели, изображены на рис.4.33 и рис.4.34. При этом коэффициент передачи БЭГ по управлению $K_{0y} = 0,09095$, коэффициент передачи по возмущению $K_{0в} = 0,13214$. Здесь же представлены переходные характеристики, полученные при решении модели высокого порядка при одинаковых начальных условиях.

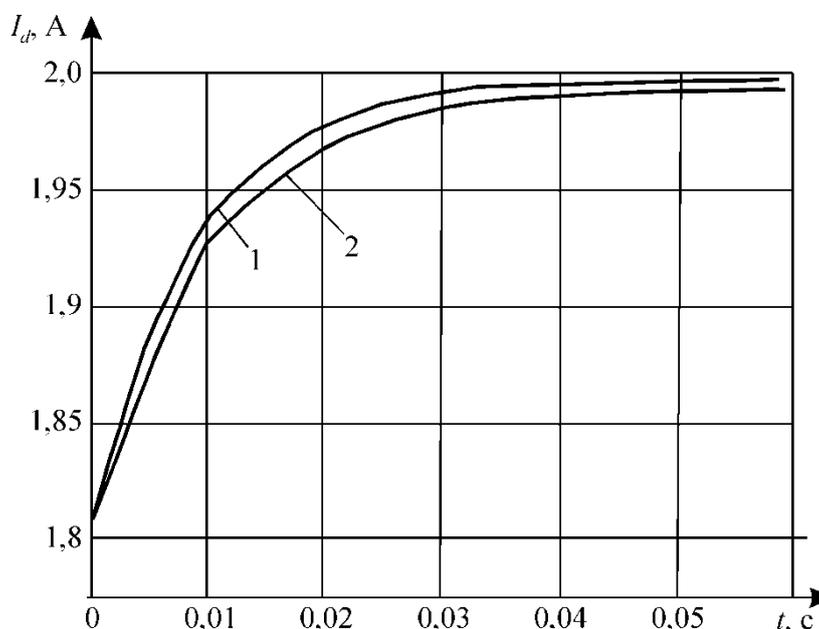


Рисунок 4.33 - Переходная характеристика БЭГ по управляющему воздействию

1 – линеаризованная модель; 2 – полная модель

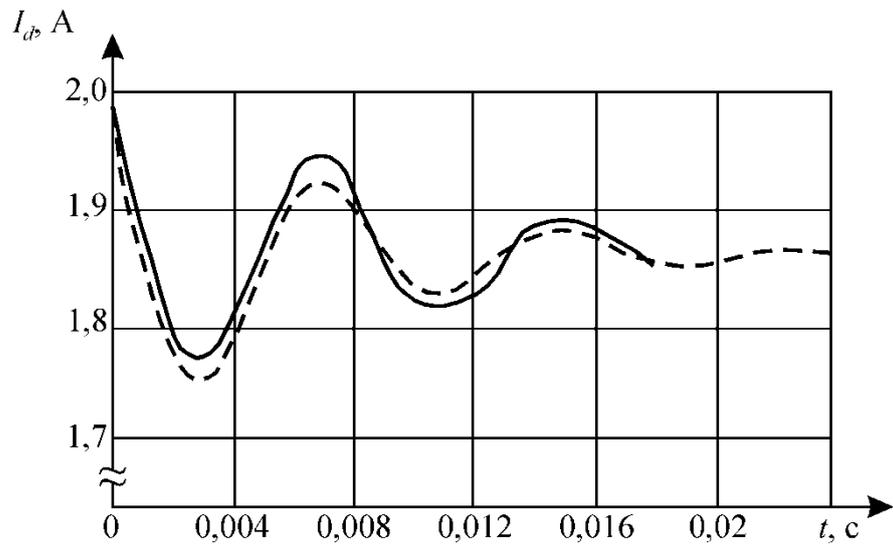


Рисунок 4.34 - Переходная характеристика БЭГ по возмущающему воздействию

————— линейризованная модель; -----полная модель

Как можно заметить из сравнения характеристик, максимальная относительная погрешность результатов расчета по упрощенной модели не превышает 10% по управляющему воздействию и 8% по возмущению. Следовательно, линейризованная математическая модель достаточно точно описывает реакцию генератора на различные виды внешних воздействий при отклонении их от установившихся значений не более чем на 15% и пригодна для использования при оптимизации БЭГ с целью минимизации затрат времени ЭВМ.

В задаче параметрической оптимизации БЭГ в качестве динамических критериев оптимальности для обоих типов воздействий целесообразно применять квадратичные интегральные оценки

$$P = \int_0^{\infty} \Delta I_d^2 dt, \quad (\Delta I_d \rightarrow 0 \text{ при } t \rightarrow \infty). \quad (4.85)$$

Данный критерий имеет следующие достоинства:

- отклонение регулируемой величины от установившегося значения и продолжительность переходного процесса характеризуются при интегральной оценке качества переходного процесса одним числом;
- лучшая система имеет меньшую оценку;

- оценка может применяться как при монотонных, так и при колебательных процессах.

Расчет квадратичных интегральных оценок по управлению и возмущению проводится согласно выражениям

$$P_y = \frac{a_0 \cdot ((a_2 + a_1(a_1/a_0 - 2b_1/b_0))/a_0 + (b_1/b_0)^2)}{2a_1};$$

$$P_B = \frac{a_2(a_2/a_0 + c_1^2/c_0^2 - 2c_2/c_0) + a_0c_2^2/c_0^2}{2(a_1a_2/a_0 - a_3)} + \frac{a_1^2}{2a_0^2} - \frac{c_1}{c_0},$$
(4.86)

С использованием приведенных выражений для интегральных оценок качества переходных процессов рассчитываются количественные характеристики динамических критериев качества при параметрической оптимизации БЭГ с интегрированным возбудителем.

4.6. Выводы по четвертой главе

По результатам проведенных в четвертой главе исследований БЭГ с электромагнитным и магнитоэлектрическим возбуждением как составляющих элементов машинно-вентильной системы и системы автоматического регулирования напряжения можно сделать следующие выводы:

1. Полученные функциональные математические модели, описывающие БЭГ как аналог коллекторной машины постоянного тока, позволяют анализировать установившиеся и переходные режимы работы генераторов с интегрированным возбудителем и магнитоэлектрическим возбуждением с высокой точностью.

2. Проведенный анализ динамики обоих типов генераторов показал, что как БЭГ с интегрированным возбудителем, так и БЭГ с постоянными магнитами являются практически безынерционными звеньями по отношению к возмущающему воздействию (скачкам нагрузки) и обладают малой электромагнитной постоянной времени.

3. Динамические характеристики БЭГ с интегрированным возбудителем относительно управляющего воздействия (изменение напряжения возбуждения) показали, что время переходного процесса при этом составляет около 30 мс, что ха-

рактизует генератор по отношению к данному виду воздействия как апериодическое звено второго порядка.

4. Разработанные математические модели БЭГ в собственных фазных осях координат и осях d, q позволяют исследовать электромагнитные процессы системы электроснабжения, в состав которой входит БЭГ как источник электрической энергии.

5. Полученные структурные схемы БЭГ с различными типами возбуждения как объекта регулирования могут быть использованы при синтезе системы автоматического регулирования выходного напряжения.

6. С целью получения аналитического решения уравнений БЭГ для последующего использования при решении задачи оптимального синтеза разработаны линеаризованные математические модели. Сравнение результатов анализа электромагнитных процессов при использовании полной и линеаризованной моделей показало возможность с достаточной для практических расчетов точностью использования линеаризованной модели для решения задач оптимального проектирования БЭГ.

7. Получены аналитические выражения для динамических критериев качества, в числе которых определены квадратичные интегральные оценки переходных процессов по управляющему и возмущающему воздействиям.

5. СИНТЕЗ БЭГ С МАГНИТОЭЛЕКТРИЧЕСКИМ ВОЗБУЖДЕНИЕМ С УЧЕТОМ РЕЗУЛЬТАТОВ АНАЛИЗА МАГНИТНОГО ПОЛЯ

Задача оптимального синтеза БЭГ помимо достижения основных целей: минимизация массогабаритных показателей, мощности управления, улучшение качества вырабатываемой энергии включает решение частных, но не менее важных вопросов.

Рассмотрим метод проектирования бесщеточного электрического генератора с постоянными магнитами (БЭГПМ) с целью получения большей выходной мощности без увеличения объема, а, следовательно, и стоимости постоянных магнитов и индуктора в целом [51]. Из теории машин с магнитоэлектрическим возбуждением известны различные типы индукторов, основными из которых являются: с встроенными магнитами, тангенциальным намагничиванием (коллекторного типа), с поверхностным расположением магнитов и явнополюсный [78]. Предлагаемая здесь процедура синтеза БЭГПМ показана на рис.5.1. На рис.5.2. для сравнения представлен алгоритм традиционной процедуры проектирования.

В традиционном алгоритме проектирования целью является разработка конструктивной схемы генератора, отвечающей всем конкретным требованиям технического задания. В новом методе целью является выяснение конструктивной схемы БЭГПМ с максимальной выходной мощностью при условии, что требования к конструкции, указанные в шаге 1 на рис.5.1, выполнены, а объем ПМ фиксирован. Из всех составных частей БЭГ возможно только изменение формы ПМ. Таким образом, конструктивная схема БЭГПМ с наибольшей выходной мощностью - это именно та схема, которая обеспечивает максимальное использование магнитов.

Предлагаемый алгоритм более подходит для проектирования крупногабаритных многополюсных генераторов, которые применяются в производстве электрической энергии от возобновляемых источников, таких как энергия морских волн и ветра.



Рисунок 5.1 - Алгоритм проектирования БЭГПМ

В этом случае максимизация выходной мощности в заданных габаритах является важной проблемой.

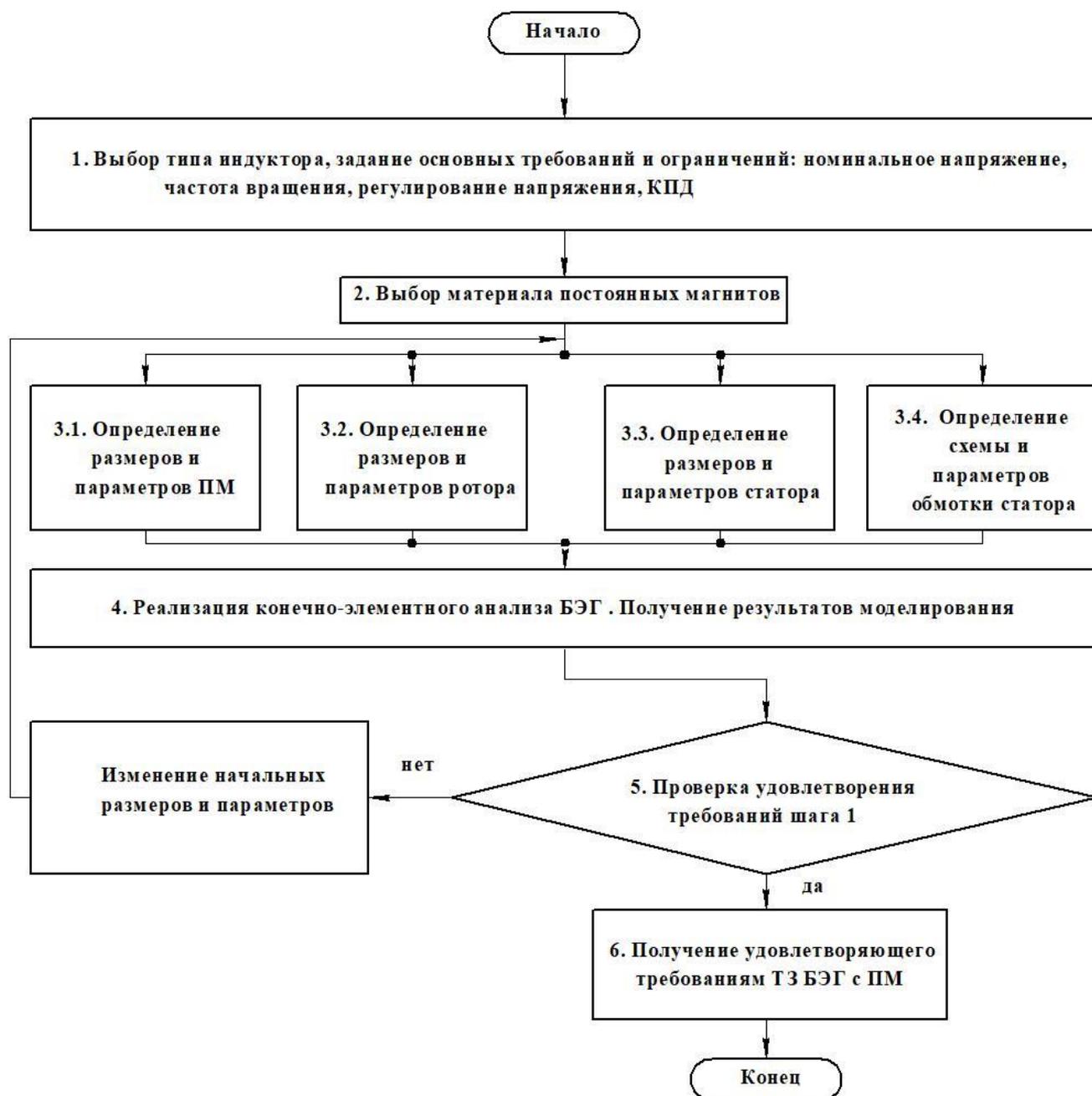


Рисунок 5.2 - Традиционный алгоритм проектирования

В традиционной схеме проектирования генератора с ПМ размеры магнитов должны быть изменены, если результат не удовлетворяет заявленным целям. В

большинстве случаев изменение осуществляется на основе опыта проектировщика. При этом специальные требования к объему ПМ отсутствуют.

В отличие от традиционного метода автоматизированного проектирования, в предлагаемом алгоритме объем ПМ фиксируется как условие ограничения. Другими параметрами ограничителями являются:

- геометрия магнитопровода статора и его обмоточные данные;
- величина воздушного зазора;
- плотность тока в обмотке статора.

Варьируемыми факторами выступают: во-первых – тип конструктивного исполнения индуктора; во-вторых – коэффициент полюсного перекрытия и связанные с ним размеры ПМ.

За критерий оптимальности принят максимум выходной мощности генератора при заданных выше ограничениях. При фиксированной подведенной мощности выходная мощность однозначно определяется значением КПД. В результате серии расчетов по предлагаемому алгоритму получаем ряд вариантов БЭГПМ с различной конструкцией ротора и варьируемыми значениями коэффициента полюсного перекрытия (формы магнитов) при неизменном общем объеме ПМ. Все варианты исследуются методом конечных элементов на соответствие требованиям задания и сравниваются по критерию оптимизации.

5.1. Конструктивные модели индукторов бесщеточных синхронных машин

Остановимся более подробно на процедуре расчета четырех типов БЭГ с различной конструкцией индуктора. Они представляют собой роторы с встроенными, тангенциальными, поверхностными и явнополюсными ПМ.

Обозначим геометрические параметры для проведения подробного анализа модели индуктора БЭГ:

l - длина сердечника; δ - воздушный зазор; D_1 и D_{1i} - соответственно внешний и внутренний диаметр статора; D_2 и D_{2i} - внешний и

внутренний диаметры ротора; $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4$ – конструктивный коэффициент полюсного перекрытия для встроенных, тангенциальных, поверхностных и явнополюсных конструкций роторов соответственно; $S_{ПМ}$ – площадь поперечного сечения магнита.

5.1.1. Геометрическая модель генератора с встроенными ПМ

Модель конструкции ротора с встроенными постоянными магнитами показана на рисунке 5.3. Здесь B и C – средние точки радиальных ребер ПМ; E – точка пересечения радиального ребра ПМ и внешнего диаметра ротора; A, D – точки принадлежащие внешнему диаметру ротора, а дуга $\overset{\cup}{AD}$ соответствует полюсному делению. Обозначим $\gamma_1 = \angle BOC$, $\beta_1 = \angle AOD = \frac{\pi}{p}$. Тогда получим коэффициент полюсного перекрытия

$$\alpha_1 = \frac{\gamma_1}{\beta_1}. \quad (5.1)$$

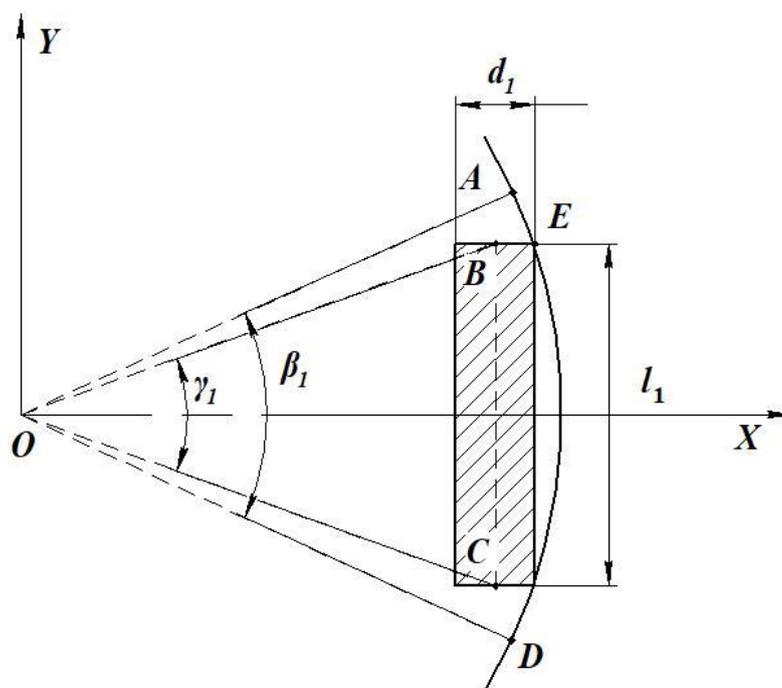


Рисунок 5.3 - Геометрическая модель ротора с встроенными ПМ

В идеальном случае ПМ должны быть установлены вдоль внешнего края ротора, где они могут возбуждать максимальный магнитный поток в зазоре. Тогда координаты точки E могут быть определены как

$$X = \frac{l_1}{2 \operatorname{tg} \frac{\gamma_1}{2}} + \frac{d_1}{2}; \quad Y = \frac{l_1}{2}. \quad (5.2)$$

Так как точка E принадлежит окружности с центром O , имеем

$$\left(\frac{l_1}{2 \operatorname{tg} \frac{\gamma_1}{2}} + \frac{d_1}{2} \right)^2 + \left(\frac{l_1}{2} \right)^2 = \left(\frac{D_2}{2} \right)^2; \quad (5.3)$$

$$d_1 = \frac{S_{\text{ПМ}}}{l_1}; \quad (5.4)$$

$$\gamma_1 = \frac{\pi}{p} \cdot \alpha_1. \quad (5.5)$$

С помощью выражений (5.3)-(5.5) можно определить высоту d_1 и ширину l_1 магнита.

5.1.2. Геометрическая модель генератора с ротором коллекторного типа

Модель «коллекторного» ротора показана на рисунке 5.4. Точки E, F, G, H принадлежат внешнему диаметру ротора. Углы $\gamma_2 = \angle FOG$; $\beta_2 = \angle EOH$. Точки E и H – середины тангенциальных ребер ПМ, а дуга $\overset{\cup}{EH}$ соответствует дуге одного эквивалентного полюса. Дуга $\overset{\cup}{FG}$ соответствует дуге ярма ротора между соседними полюсами.

С учетом вставок из магнитомягкой стали в ярме ротора между соседними магнитами конструктивный коэффициент полюсного перекрытия

$$\alpha_2 = \frac{\gamma_2}{\beta_2}. \quad (5.6)$$

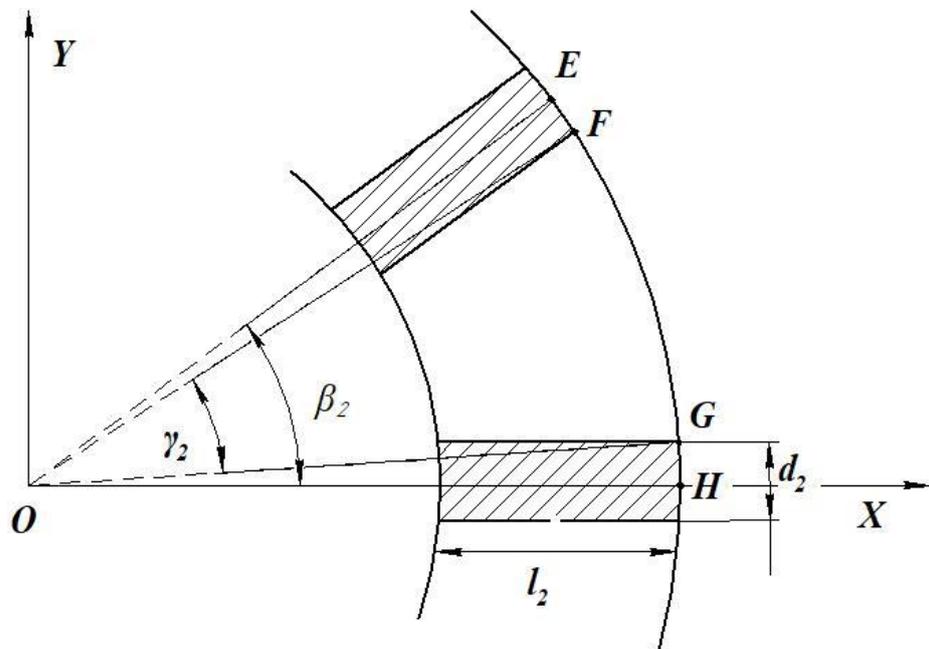


Рисунок 5.4. Геометрическая модель ротора «коллекторного» типа

При этих условиях форма магнита может быть аппроксимирована в поперечном сечении прямоугольником и размеры ПМ определяются как

$$d_2 = \frac{\pi}{2p} (1 - \alpha_2) \cdot D_2; \quad (5.7)$$

$$l_2 = \frac{S_{ПМ}}{d_2}. \quad (5.8)$$

Таким образом, размеры ПМ могут быть определены из полученной геометрической модели.

5.1.3. Геометрическая модель генератора с поверхностным расположением ПМ

Модель БЭГ, выполненного по такой конструктивной схеме приведена на рис.5.5. Точки *I* и *L* находятся на внешней поверхности сердечника ротора. Точки *J*, *M*, *K*, *N* являются вершинами магнита. Углы $\gamma_3 = \angle JOK$; $\beta_3 = \angle IOL$. $\overset{\cup}{JK}$ и $\overset{\cup}{MN}$ - внутренняя и внешняя дуги каждого магнита. Длина дуги $\overset{\cup}{IL}$ соответствует полюсному делению τ . Коэффициент полюсного перекрытия

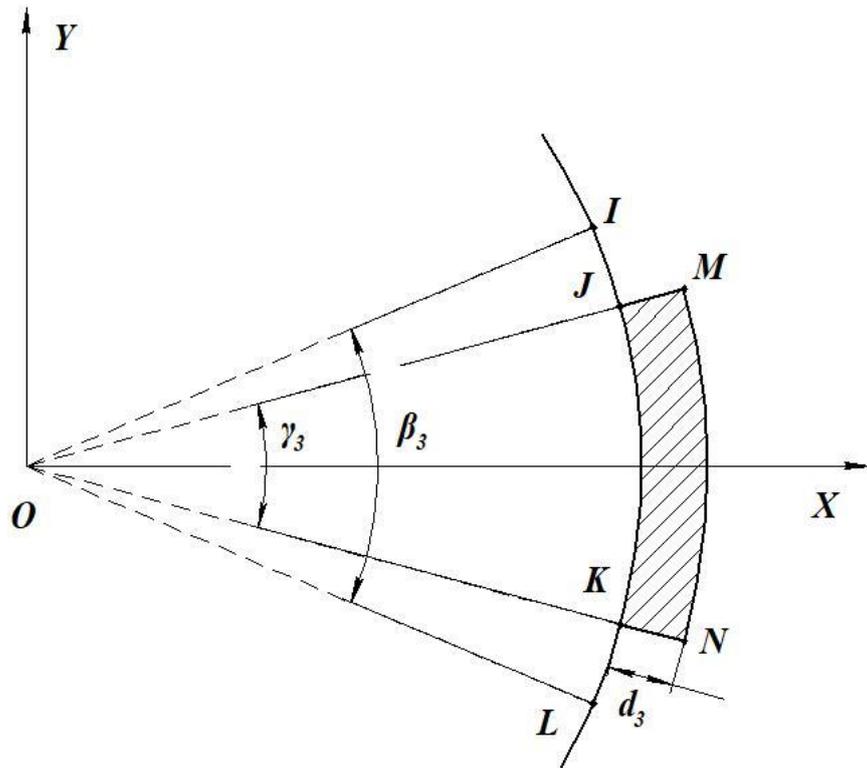


Рисунок 5.5. Геометрическая модель ротора с ПМ на поверхности

$$\alpha_3 = \frac{\gamma_3}{\beta_3}. \quad (5.9)$$

Площади секторов

$$S_{JOK} = \frac{\pi\alpha_3}{2p} \left(\frac{D_2}{2} - d_3 \right)^2; \quad (5.10)$$

$$S_{MON} = \frac{\pi\alpha_3}{2p} \left(\frac{D_2}{2} \right)^2; \quad (5.11)$$

Площадь поперечного сечения магнита

$$S_{ПМ} = S_{MON} - S_{JOK}. \quad (5.12)$$

Используя выражение (5.10) можно определить высоту d_3 и ширину магнита.

5.1.4. Геометрическая модель генератора с явнополюсными ПМ

Явнополюсная конструкция индуктора хорошо известна и отличается от конструкции с поверхностным расположением магнитов наличием ПМ в форме

полюсных башмаков, формирующих неравномерный зазор и распределение магнитного поля возбуждения, близкое к синусоидальному.

Явнополюсная модель генератора показана на рис.5.6.

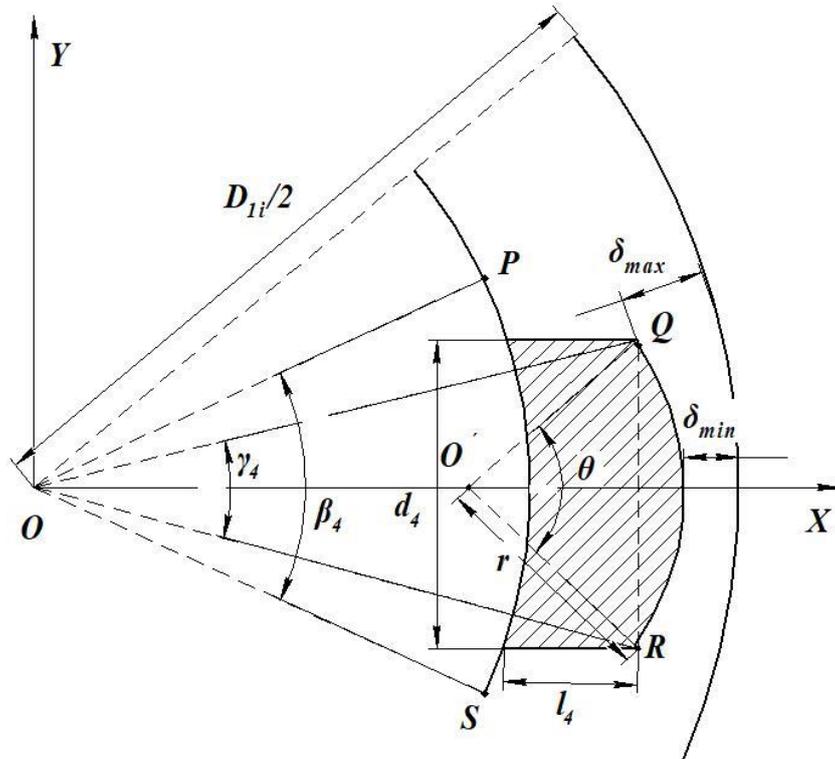


Рисунок 5.6 - Геометрическая модель явнополюсного индуктора с ПМ

В данной геометрической модели O - центр ротора. Точки P и S расположены на внутреннем диаметре ротора. Дуга $\overset{\cup}{PS}$ соответствует полюсному делению. Точки R и Q принадлежат внешней дуге явнополюсного ПМ. С целью нахождения размеров и формы ПМ введем вспомогательную окружность радиуса r с центром в точке O' . Углы $\gamma_4 = \angle QOR$; $\beta_4 = \angle POS$. Тогда конструктивный коэффициент полюсной дуги

$$\alpha_4 = \frac{\gamma_4}{\beta_4}, \quad (5.13)$$

причем, точки R и Q принадлежат вспомогательной окружности с центром O' .

В общем случае зазор между статором и ротором в явнополюсных машинах может быть неравномерным. Его эффективное значение и соотношение между минимальным и максимальным зазором определяем как

$$\delta = \frac{3}{4} \delta_{\min} + \frac{1}{4} \delta_{\max}; \quad 3\delta_{\min} = 2\delta_{\max}. \quad (5.14)$$

Согласно модели имеем

$$\left(\frac{D_{li}}{2} - \delta_{\max} \right) \sin \frac{\gamma_4}{2} = r \sin \frac{\theta}{2}; \quad (5.15)$$

$$\left[\left(\frac{D_{li}}{2} - \delta_{\max} \right) \sin \frac{\gamma_4}{2} \right]^2 + \left[\left(\frac{D_{li}}{2} - \delta_{\max} \right) \cos \frac{\gamma_4}{2} - (OO') \right]^2 = r^2; \quad (5.16)$$

$$\frac{D_{li}}{2} - \delta_{\max} - (OO') = r; \quad (5.17)$$

$$\frac{r^2}{2} \theta - \frac{r^2}{2} \sin \theta + 2l_4 \left(\frac{D_{li}}{2} - \delta_{\max} \right) \sin \frac{\gamma_4}{2} = S_{ПМ}. \quad (5.18)$$

С использованием выражений (5.15)-(5.18) можно рассчитать размеры и форму ПМ. Помимо рассмотренных основных четырех типов роторов с ПМ указанная методика аналитического расчета размеров и формы ПМ также может быть применена для построения первичных геометрических моделей с роторами другого конструктивного исполнения. Первичные размеры БЭГПМ и параметры геометрических моделей различного конструктивного исполнения приведены в приложении А.

5.2. Моделирование бесщеточных генераторов с применением расчета магнитного поля

В качестве иллюстрации предлагаемого алгоритма был проведен расчет многополюсного БЭГ ветроэнергетической установки с различным исполнением ротора при разных значениях коэффициента полюсной дуги, в результате которого определены выходные параметры указанных четырех типов БЭГ с ПМ.

В таблице 5.1. показаны значения коэффициента полюсного перекрытия и соответствующей ему высоты магнита для конструкции с поверхностным расположением ПМ на роторе и неизменной площадью поперечного сечения $S_{ПМ}$.

Значения коэффициента полюсного перекрытия и высоты ПМ

Таблица 5.1

α_3	$d_3, (мм)$						
0.70	13.05	0.76	11.98	0.81	11.21	0.86	10.53
0.71	12.86	0.77	11.81	0.82	11.07	0.87	10.41
0.72	12.67	0.78	11.66	0.83	10.93	0.88	10.28
0.73	12.49	0.79	11.50	0.84	10.79	0.89	10.16
0.74	12.31	0.80	11.35	0.85	10.66	0.90	10.05
0.75	12.14			0.86			

В таблице 5.2 представлены результаты расчета посредством конечно-элементного моделирования следующих величин: выходного тока I_d , ЭДС холостого хода, изменения напряжения ΔU , выходной мощности P_2 , коэффициента полезного действия η , электромагнитного момента $M_э$, четырех типов БЭГ с ПМ, что соответствует реализации шага 4 (рис.5.1) алгоритма проектирования.

Показатели БЭГ при $\alpha = 0,8$

Таблица 5.2

ПМ Показатель	Встроенные	Тангенциальные	Поверхностные	Явнополюсные
I_d, A	39,13	35,29	39,63	38,25
E_{d0}, B	49,09	52,54	50,04	49,90
$\Delta U, \%$	2,29	9,46	4,24	3,95
P_2, Bm	1878	1694	1902	1836

$\eta, \%$	78,50	78,53	78,57	78,56
$M_3, \text{н} \cdot \text{м}$	128,11	115,56	129,74	125,24

На следующем этапе были рассчитаны варианты БЭГ с различным расположением ПМ при варьировании коэффициента полюсного перекрытия (шаг 6 рис.5.1). На рис. 5.7. приведены зависимости выходной мощности БЭГ от величины коэффициента полюсного перекрытия. Данные, промаркированные точками, соответствуют максимуму выходной мощности для различных конфигураций роторов с ПМ.

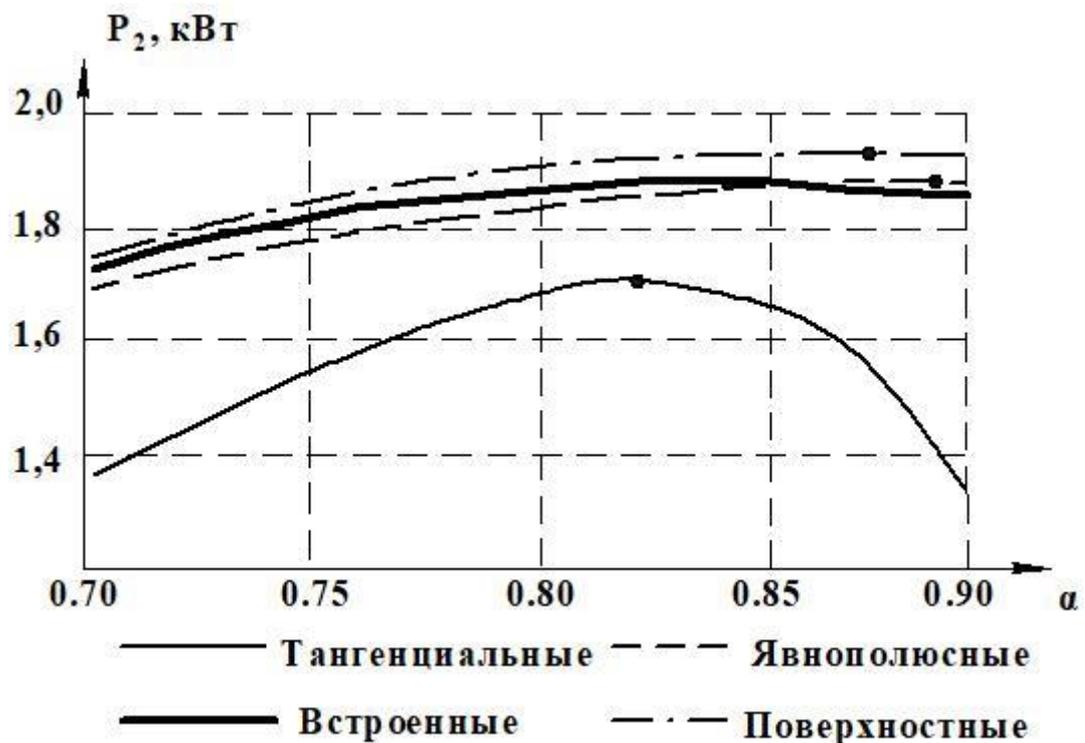


Рисунок 5.8 - Изменение выходной мощности четырех типов БЭГ в зависимости от величины коэффициента полюсного перекрытия

Полученные оптимальные значения коэффициента полюсного перекрытия для четырех исследуемых типов БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением:

1. БЭГ с встроенными ПМ $\alpha_1 = 0,84$;

2. БЭГ с тангенциальными ПМ $\alpha_2 = 0,82$;
3. БЭГ с поверхностными ПМ $\alpha_3 = 0,875$;
4. БЭГ с явнополюсными ПМ $\alpha_4 = 0,89$.

По сравнению с результатами, полученными традиционным методом проектирования, который не предполагает варьирование коэффициентов полюсного перекрытия, увеличение выходной мощности составило 1,5%, 3,6%, 4,5%, 6% соответственно для машин 1, 2, 3, 4 типов. Для машин большой мощности такой рост является весьма существенным.

Далее, при решении задачи минимизации объема постоянных магнитов для получения заданной выходной мощности с использованием выражений (5.1-5.18) и результатов конечно-элементного моделирования, было установлено, что объем ПМ может быть уменьшен по сравнению с неоптимизированным вариантом коэффициента полюсного перекрытия на 3,4%, 2,6%, 7,4% и 9,6% для БЭГ 1, 2, 3, 4 типов соответственно.

5.3. Выводы по пятой главе

1. Предложен новый метод синтеза бесщеточных электрических генераторов с возбуждением от постоянных магнитов, сущность которого заключается в определении конструктивной структуры индуктора, позволяющей при фиксированном объеме ПМ обеспечить максимум выходной мощности генератора с удовлетворением ограничительных требований технического задания.

2. Проведено сравнение результатов проектирования для четырех типов индукторов БЭГ, в результате которого установлено, что максимум выходной мощности генератора достигается при выполнении индуктора с расположением ПМ на поверхности ротора и обеспечивается оптимизацией формы магнитов и значения коэффициента полюсного перекрытия.

3. Разработанный метод синтеза БЭГПМ может быть применен при проектировании многополюсных генераторов с магнитоэлектрическим возбуждением для систем генерирования электроэнергии в ветроэнергетике, малой гидроэнерге-

тике в случаях, когда требуется увеличить выходную мощность генератора при заданном объеме магнитов.

4. Установлено, что для рассмотренного примера, предложенный метод оптимизации позволил получить снижение массы магнитов по сравнению с неоптимизированным вариантом на 9.6% при обеспечении заданной мощности БЭГ.

6. МЕТОДОЛОГИЯ СИНТЕЗА БЭГ И АЛГОРИТМ ЕЕ РЕАЛИЗАЦИИ В РАСЧЕТНО - ОПТИМИЗАЦИОННОМ КОМПЛЕКСЕ

6.1. Вопросы оптимизационного проектирования и расчетные математические модели БЭГ

Основные задачи в области разработки электротехнических комплексов автономных объектов на современном этапе сформулированы в [19] следующим образом:

- снижение относительной массы, уменьшение габаритов и повышение энергетических показателей электромеханических преобразователей;
- разработка оптимальных систем генерирования переменного и постоянного тока;
- разработка новых типов генераторов электроэнергетических комплексов;
- повышение точности и стабильности регулирования напряжения и частоты;
- развитие теории управляемых вентильных электромеханических систем и усовершенствование методов их проектирования, включая освоение систем автоматизированного проектирования.

Эти задачи могут быть решены при применении комплексного подхода к процессу разработки бесконтактных генераторов с радиальным магнитным потоком, одной из составляющих которого является применение разработанной математической модели, позволяющей анализировать различные электромагнитные процессы в БЭГ при воздействии внешних факторов и оценивать влияние генератора, как элемента системы электроснабжения, на качество этой системы. Другим важным звеном комплексного подхода является автоматизированное проектирование БЭГ с последующей оптимизацией электромеханического преобразователя с учетом массогабаритных, энергетических показателей и показателей качества переходных процессов на этапе проектирования.

6.1.1. Этапы проектирования

Степень произвольного выбора входных данных при проектировании БЭГ существенно ограничена. Техническое задание (ТЗ) на разрабатываемый генератор и система Государственных стандартов однозначно определяют такие параметры как мощность, выпрямленное напряжение, температура окружающей среды и т.д. Другие параметры ограничиваются по предельно допустимым значениям, например, масса и срок службы. Кроме того, все проектные данные должны удовлетворять определенным взаимным связям и ограничениям

Упрощенно цикл процесса проектирования выглядит следующим образом:

- формирование требований к БЭГ и разработка технического задания;
- проектирование;
- изготовление, испытание, доводка опытных образцов.

На первой стадии (внешнее проектирование) решаются вопросы, связанные с выяснением целей, ради которых создается БЭГ, уточняется круг решаемых им задач, исследуются свойства внешней среды, изучаются характеристики ее воздействия на генератор. Результатом внешнего этапа проектирования является техническое задание на разработку, содержащее основные требования к генератору.

На стадии внутреннего проектирования определяются структура БЭГ, техническое решение его узлов и элементов конструкции, параметры и режим эксплуатации. Основным этапом внутреннего проектирования является синтез математической модели БЭГ, который осуществляется в два приема: разработка математического описания в виде набора проектных параметров и ограничений, составляющих структурно-параметрическую модель объекта, и разработка модели функционирования БЭГ.

Далее осуществляется формализация задачи проектирования, т.е. разрабатывается ее строгая математическая формулировка, пригодная для использования ЭВМ. На этой стадии формируется область поиска решения и формализуется система предпочтений и принципов оптимальности.

Описанная последовательность этапов представляет собой лишь одну итерацию постановки и решения задачи проектирования. В процессе разработки БЭГ возможно повторение этапов, связанное с уточнением постановки задачи в результате взаимодействия представителей внешнего (заказчик) и внутреннего (исполнитель) проектирования.

Изложенные понятия о проекте и процессе проектирования позволяют математически сформулировать задачу оптимального синтеза.

6.1.2. Расчетная математическая модель БЭГ с интегрированным возбудителем

Автоматизированное проектирование в совокупности с оптимизацией накладывает на методику расчета БЭГ ряд специфических требований, не учитывая которые нельзя применить без доработки известные инженерные методики [98,100,124] расчета электрических машин. В первую очередь требуется формализовать все логические операции, которые в инженерных методиках выполняет расчетчик. Кроме того, нужно построить весь расчет таким образом, чтобы на основании ограниченного числа независимых переменных последовательно получить все основные геометрические и электромагнитные соотношения с минимальным количеством уточняющих итераций. Табличные и графические зависимости необходимо преобразовать к виду, удобному для расчета на ЭВМ. Математическая модель должна быть гибкой и позволять при необходимости рассчитывать машину с различными активными и конструктивными материалами и изменяемой конструктивной схемой. В связи с этим известные электромагнитные соотношения для электрических машин и специфические выражения, описывающие БЭГ, требуется трансформировать к виду, адаптированному для автоматизированного расчета.

Совмещенные электрические машины обычно проектируют на базе серийно выпускаемых машин, поэтому для них достаточно полно разработаны методики поверочного расчета, когда известна геометрия магнитопровода. В нашем случае такой подход к проектированию неприемлем, поскольку, как было показано в

главе 2, для достижения максимальной эффективности использования магнитных и проводниковых материалов требуется специальная геометрия зубцово-пазовой зоны.

Расчет главных размеров электрической машины переменного тока ведется согласно выражению [100]

$$D^3 = \frac{m_S E_S I_S}{\pi^2 \alpha_\delta k_B k_{обс} A_S B_\delta \lambda n_R}, \quad (6.1)$$

где m_S, E_S, I_S - число фаз, ЭДС и фазный ток обмотки якоря соответственно;

A_S, B_δ - электромагнитные нагрузки якоря;

$\lambda = l_\delta / D$ - относительная длина якоря;

n_R - частота вращения ротора.

В синхронных машинах классического исполнения якорь неподвижен и его электромагнитные нагрузки входят в выражение для определения основных размеров, так как якорь - наиболее нагруженное в тепловом и электромагнитном отношении звено машины.

В БЭГ наиболее нагруженным звеном является ротор. Следовательно, необходимо искать другие пути определения размеров активного ядра генератора.

При разработке генератора с интегрированным возбудителем, работающего на выпрямительную нагрузку, выпрямленное напряжение определено ТЗ. Поэтому на начальном этапе расчета целесообразно задаться числом эффективных проводников обмотки якоря в пазу $u_{нс}$, используя при этом оценочные расчеты. Тогда количество последовательных витков в фазе обмотки якоря генератора

$$w_S = p_2 q_S u_{нс} \quad (6.2)$$

При известном числе витков обмотки якоря автором определены следующие возможные варианты определения главных размеров БЭГ [113].

В первом варианте согласно рекомендациям для автономных синхронных генераторов заданной мощности выбираются электромагнитные нагрузки якоря генератора. Затем выбранные значения линейной нагрузки обмотки якоря и маг-

нитной индукции уменьшаются на 15÷20 %. Этим закладывается дополнительный объем для размещения системы возбуждения в общем магнитопроводе с генератором. Определяется диаметр расточки

$$D = \frac{2m_s w_s I_s}{\pi A_s}. \quad (6.3)$$

Далее из соотношения для ЭДС фазы находится длина якоря

$$l_\delta = E_s / 2\pi k_B n_R w_s k_{o6s} \alpha_{\delta 2} B_{\delta 2} D. \quad (6.4)$$

Во втором варианте задается один из размеров (длина или диаметр) и одна из электромагнитных нагрузок - линейная нагрузка обмотки якоря, либо магнитная индукция в воздушном зазоре генератора и определяются неизвестные главные размеры.

На этапе проектирования зубцовой зоны ротора в вариантах 1 и 2 проверяется возможность реализации БЭГ в полученных габаритах (задача с ограничениями).

Начальный этап третьего варианта совпадает с начальным этапом первого, но выбранные электромагнитные нагрузки не уменьшаются. После определения основных размеров генератора рассчитывается его мощность возбуждения

$$P_{ft} = \pi r (l_{\delta 2} + 0,75\pi D / p_2) j_R D A_2. \quad (6.5)$$

Линейная нагрузка обмотки возбуждения генератора A_2 определяется выражением, которое приведено в работе [124].

Учитывая, что мощность возбуждения генератора - это полезная мощность возбудителя, при известных диаметре, линейной нагрузке обмотки якоря и магнитной индукции в воздушном зазоре определяется длина якоря возбудителя $l_{\delta 1}$. Затем, в известных габаритах проектируется БЭГ (задача без ограничений).

С целью создания наиболее эффективного, в смысле затрат машинного времени и объема памяти ЭВМ, алгоритма проектирования был осуществлен анализ предложенных вариантов определения главных размеров с применением теории направленных графов [16,36,76]. При составлении графов учтены итерационные циклы, необходимые для проведения расчета с заданной точностью.

Для определения главных размеров необходимо знать расчетную мощность БЭГ

$$P_r = m_S E_S I_S. \quad (6.6)$$

Расчетная ЭДС обмотки якоря определяется согласно выражению

$$E_S = \frac{\pi(U_d - \frac{m_S I_d r_{S\Pi} \gamma_k}{2\pi} + 2I_d r_{S\Pi})}{\sqrt{2}m_S \sin \frac{\pi}{m_S} [\cos \alpha + \cos(\gamma_k + \alpha)]}, \quad (6.7)$$

где I_d, U_d - выпрямленные ток и напряжение;

$r_{S\Pi} = R_S + r_B$ - суммарное активное сопротивление фазы обмотки якоря и вентиля;

γ_k, α - углы коммутации и зажигания вентилях силового выпрямителя.

Фазный ток обмотки статора

$$I_S = I_d \sqrt{\frac{2}{m_S} - \frac{\gamma_k}{3\pi}}. \quad (6.8)$$

После определения расчетной мощности вычисляются диаметр и длина якоря БЭГ по выражениям (6.3) и (6.4).

Следующим важным этапом является выбор и распределение электромагнитных нагрузок БЭГ. Под магнитной индукцией в воздушном зазоре следует понимать ее суммарное значение

$$B_{\delta\Sigma} = B_{\delta1} + B_{\delta2}, \quad (6.9)$$

где $B_{\delta1}, B_{\delta2}$ - амплитудные значения основных гармоник магнитной индукции возбuditеля и генератора соответственно.

Под линейной нагрузкой возбuditеля и основного генератора понимается такое ее суммарное значение, которое выбрано для наиболее нагруженной в тепловом отношении части машины. В БЭГ с электрически совмещенной обмоткой для бесщеточного возбуждения за суммарную линейную нагрузку целесообразно принять линейную нагрузку ротора.

Гармонический анализ экспериментальной кривой тока в обмотке ротора (глава 2) показал, что высшие гармонические относительно невелики и мало влияют на действующее значение полного тока. Поэтому, этот ток с достаточной точностью определяется следующей формулой

$$I_R = \sqrt{I_{R\sim}^2 + I_{R=}^2}, \quad (6.10)$$

где $I_{R\sim}$, $I_{R=}$ - соответственно действующее значение основной гармоники и постоянная составляющая выпрямленного тока в фазе обмотки ротора.

С учетом (6.10) выражение для суммарной линейной нагрузки запишется в следующем виде

$$A_\Sigma = \sqrt{A_1^2 + A_2^2}, \quad (6.11)$$

где A_1 , A_2 - линейные нагрузки фиктивных обмоток якоря возбuditеля и генератора.

Распределение электромагнитных нагрузок между совмещенными машинами принято характеризовать [87, 107] коэффициентами распределения магнитной индукции и линейной нагрузки

$$C_B = \frac{B_{\delta 2}}{B_{\delta \Sigma}}; \quad C_A = \frac{A_2}{A_\Sigma}. \quad (6.12)$$

Отношение линейных нагрузок генератора и возбuditеля БЭГ определяется следующим выражением:

$$\frac{A_2}{A_1} = \frac{C_A}{\sqrt{1 - C_A^2}} = \frac{I_{R=}}{I_{R\sim}}. \quad (6.13)$$

Для совмещенных электрических машин с одной электрически совмещенной обмоткой на роторе коэффициент распределения линейной нагрузки является фиксированным и изменяется в зависимости от нагрузки БЭГ в небольших пределах

$$C_A = \frac{1}{\sqrt{1 + (I_{R\sim}/I_{R=})^2}}. \quad (6.14)$$

Экспериментальные исследования показали, что при номинальной нагрузке отношение действующего значения переменной составляющей выпрямленного

тока фазы обмотки ротора к его постоянной составляющей равно 0,76 (0,588) для трех и пятифазной однополупериодной схемы выпрямления соответственно. При этом $C_A = 0,796$ (0,862).

Коэффициент распределения магнитной индукции можно выразить через коэффициент распределения линейной нагрузки, вводя дополнительный коэффициент k_{ab} .

$$k_{ab} = \frac{\alpha_{\delta 1} \tau_1 p_1 q_1 k_{\text{обв}} k_{\text{обг}} a_R}{\pi \sqrt{2} k_{\mu 2} \delta k_{\delta 2} p_2 \lambda_{1\Sigma}}, \quad (6.15)$$

где $\alpha_{\delta 1}$ – коэффициент полюсного перекрытия возбuditеля;

τ_1, p_1 – полюсное деление и число пар полюсов возбuditеля;

q_1 – число пазов на полюс и фазу обмотки якоря возбuditеля;

a_R – число параллельных ветвей обмотки ротора;

$k_{\mu 2}$ – коэффициент насыщения магнитопровода генератора;

$k_{\delta 2}$ – коэффициент воздушного зазора генератора;

$\lambda_{1\Sigma}$ – суммарная удельная проводимость рассеяния ротора;

$$C_B = \frac{k_{ab} C_A}{\sqrt{1 - C_A^2 + k_{ab} C_A}}. \quad (6.16)$$

Задавшись линейной нагрузкой обмотки якоря генератора A_S и магнитной индукцией в зазоре генератора $B_{\delta 2}$, можно определить линейные нагрузки других обмоток БЭГ и индукцию в воздушном зазоре возбuditеля.

Требуемая площадь пазов статора и ротора

$$S_{\text{пс}} = \frac{(1,5A_f + A_S)t_S}{j_S k_{3M}}; \quad S_{\text{пR}} = \frac{(\sqrt{A_1^2 + A_2^2})t_R}{j_R k_{3M}}. \quad (6.17)$$

По значениям магнитной индукции в зазоре возбuditеля и генератора $B_{\delta 1}, B_{\delta 2}$ рассчитывается ширина зубцов ротора и статора b_{ZR}, b_{ZS} .

В результате решения задачи о полном весе графа [113] установлено, что первый вариант, подграф которого представлен на рис. 6.1, предпочтительнее

других и методически более правильно отражает процесс постановки и решения задачи автоматизированного проектирования БЭГ.

На этапе проектирования геометрии активной зоны БЭГ необходимо задаваться допустимой величиной индукции в спинках и в зубцах ротора и статора. Однако, рекомендации, которые приводятся в технической литературе [13,18,86,107] по проектированию электрических машин для автономных объектов, без корректировки применять нельзя.

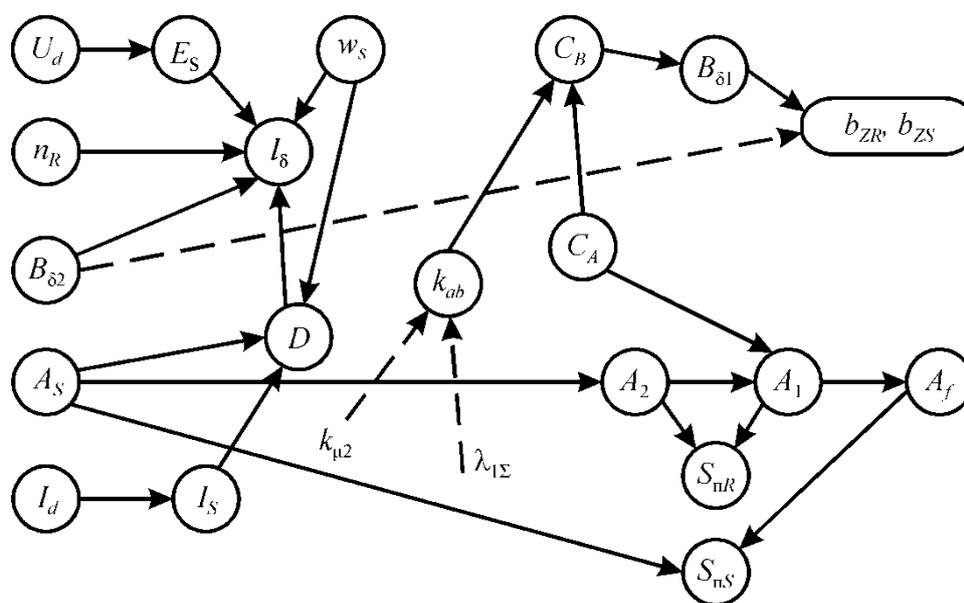


Рисунок 6.1 - Подграф электромагнитного расчета БЭГ

Это объясняется тем, что элементы магнитопровода БЭГ перемангничиваются одновременно разнополюсными магнитными полями возбуждителя и генератора. С другой стороны, желательно, чтобы в математическую модель были введены аналитические выражения, позволяющие расчетным путем определять величины допустимой магнитной индукции в элементах магнитопровода.

С этой целью предлагается аппроксимировать кривые намагничивания электротехнических сталей функцией $H = \alpha \cdot \text{sh}(\beta \cdot B)$, где α и β - коэффициенты аппроксимации, а допустимые индукции в зубцах определять с учетом ограничительного уровня напряженности магнитного поля H_0 .

$$B_{зд} = (\lg(H_0 / \alpha) + \sqrt{(H_0 / \alpha)^2 + 1}) / \beta. \quad (6.18)$$

При расчете ширины зубцов и высоты ярма магнитопровода необходимо учитывать вытеснение магнитного потока от вихревых токов. В [13] для учета этого явления используется следующая табличная зависимость коэффициента вытеснения магнитного потока γ_B электротехнической стали марки 1411 с толщиной листа 0,35 мм (табл. 6.1).

**Значения коэффициента вытеснения магнитного потока при
различной частоте перемагничивания**

Таблица 6.1

f , Гц	400	1000	1200	1600	2900
γ_B	0,94	0,83	0,80	0,72	0,57

При проектировании БЭГ следует учитывать, что параметры его обмоток во многом определяются формой паза. Для обмоток из провода круглого сечения целесообразно выполнять пазы статора и ротора полузакрытыми грушевидными. Малое открытие паза способствует снижению поверхностных потерь, а овальная форма позволяет увеличить коэффициент заполнения паза медью.

Возбудитель БЭГ в быстроходных машинах чаще всего выполняется двухполюсным. Вследствие этого в ярмах статора и ротора имеет место неравномерность распределения плотности магнитного потока в тангенциальном направлении. Для учета этого явления вводят поправочный коэффициент k_j [106], который зависит от насыщения и отношения высоты спинки к полюсному делению. В этом случае МДС ярма

$$F_a = k_j H_a L_a. \quad (6.19)$$

В [102] предложена графическая зависимость величины коэффициента k_j от индукции магнитного поля и отношения высоты спинки к ширине полюсного деления h_a/τ , которая приведена на рис. 6.2.

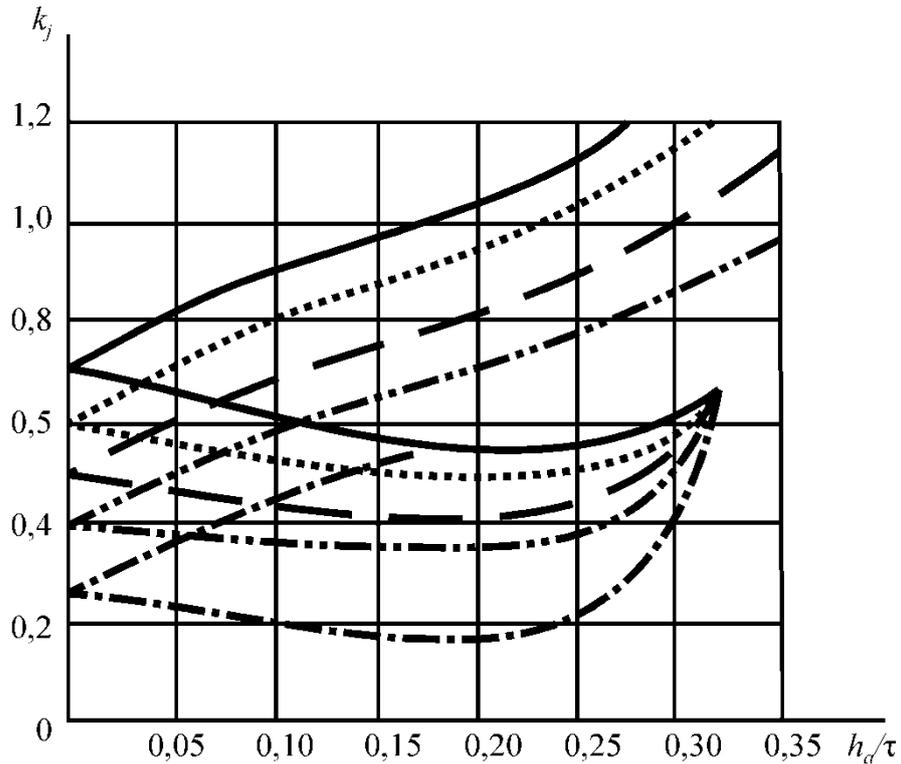


Рисунок 6.2 - Зависимость коэффициента k_j от индукции и отношения h_a/τ
 — $B_a = 0,8$ Тл; $\cdots\cdots\cdots$ $B_a = 1,0$ Тл; $-\ - - -$ $B_a = 1,2$ Тл; $-\ \cdot - \cdot -$ $B_a = 1,4$ Тл;
 $- \cdot - \cdot - \cdot -$ $B_a = 1,6$ Тл.

С целью определения величины k_j , в каждом конкретном случае была осуществлена чебышевская аппроксимация функции двух переменных, заданной таблицей значений в точках, линейной комбинацией непрерывных функций [72].

Данная графическая зависимость аппроксимирована следующей линейной комбинацией функций $x_1=B_a$; $x_2=h_a/\tau$

$$k_j = a_0 + a_1x_1 + a_2x_2 + a_3x_1x_2 + a_4x_1^2 + a_5x_2^2. \quad (6.20)$$

Полученные коэффициенты аппроксимации $a_0=0,649$; $a_1=-0,17134$; $a_2=-0,23912$; $a_3=0,100085$; $a_4=-0,23912$; $a_5=0,15328$.

Тепловой расчет БЭГ заключается в определении температуры перегрева обмоток ротора и статора при номинальной нагрузке. При проектировании тепловой расчет играет важную роль при выборе электромагнитных нагрузок и эффек-

тивных способов охлаждения. Жесткие массогабаритные ограничения и предельные электромагнитные нагрузки, как правило, обуславливают применение принудительной системы охлаждения.

Температура окружающей среды, достигающая $100\div 250^{\circ}\text{C}$ для ЭМП, работающих в подкапотном пространстве, предполагает применение жаростойкой изоляции [101]. Наиболее критичные к температуре элементы генератора - подшипники и вентили. Подшипники качения с сухой графитовой смазкой успешно работают при температурах до 400°C , такими же характеристиками обладают диоды, выполненные на основе карбида кремния.

Тепловой расчет БЭГ целесообразно производить, используя двухтельную схему замещения, в которой компонентами являются ротор с обмоткой и выпрямителем и статор с обмоткой. При этом вводятся следующие допущения:

- потери в элементах распределены равномерно;
- схема симметрична вдоль оси машины;
- для каждой из поверхностей теплообмена коэффициенты теплоотдачи определяются их средними значениями.

На основании методики теплового расчета разработана подпрограмма теплового расчета на ЭВМ. Проведенные тепловые расчеты БЭГ показывают, что температура перегрева обмотки ротора на $15\div 20\%$ выше температуры перегрева обмоток статора, поэтому при оптимизации достаточно проверять выполнение ограничений по перегреву ротора. Проверка адекватности приближенного способа оценки состояния наиболее нагретых элементов БЭГ проведена численным моделированием температурного поля методом конечных элементов [58].

6.1.3. Потери в стали при наличии разнополюсных магнитных полей в общей магнитной системе

При расчете потерь БЭГ наибольшее затруднение представляет учет потерь в стальных участках магнитопровода при совместном действии магнитных полей возбуждателя и генератора. Например, основные потери в стали статора находятся следующим образом

$$\Delta P_c = k_c \cdot p_0 \cdot (f_s / 400)^{1,5} \cdot (B_{ZS2}^2 \cdot M_{ZS} \cdot k_{Tz} + B_{aS2}^2 \cdot M_{aS} \cdot k_{Ta}), \quad (6.21)$$

где k_c - коэффициент, учитывающий изменение потерь в стали статора при ее подмагничивании постоянным полем возбуждителя;

p_0 - удельные потери в стали;

f_s - частота перемагничивания статора;

B_{ZS2}, B_{aS2} - индукция в зубцах и спинке статора от поля генератора;

k_{Tz}, k_{Ta} - технологические коэффициенты ($k_{Tz} = 2, k_{Ta} = 1,4$);

M_{ZS}, M_{aS} - массы зубцов и спинки статора.

В работах [91,94] исследовалась величина коэффициента k_c при намагничивании стали полями различной частоты. В [91] на основе анализа различных марок электротехнической стали сделан вывод о том, что при подмагничивании постоянным полем удельные потери в стали можно описать выражением

$$p_0 = p_0' + k_{\Pi} B_0, \quad (6.22)$$

где p_0' - удельные потери для данной величины индукции переменного поля при индукции постоянного поля равной нулю;

k_{Π} - коэффициент, характеризующий наклон линий потерь $p_0 = f(B_0)$;

B_0 - величина индукции подмагничивающего поля.

Тогда коэффициент k_c

$$k_c = 1 + \frac{k_{\Pi} B_0}{p_0'}. \quad (6.23)$$

Зависимость удельных потерь от величины постоянной магнитной индукции при различной индукции B_m переменного поля для электротехнической стали 1411 представлена на рис. 6.3.

С учетом уравнения (6.23) и рис. 6.3 можно принять, что при амплитуде переменной составляющей индукции

$$B_m \text{ до } (1,1 \div 1,2) \text{ Тл коэффициент } k_c \approx 1 + \frac{1,1 B_0}{p_0'}$$

а при $B_m = (1,2 \div 1,8 \text{ Тл})$

$$k_c \approx 1 + \frac{0,95B_0}{p_0}$$

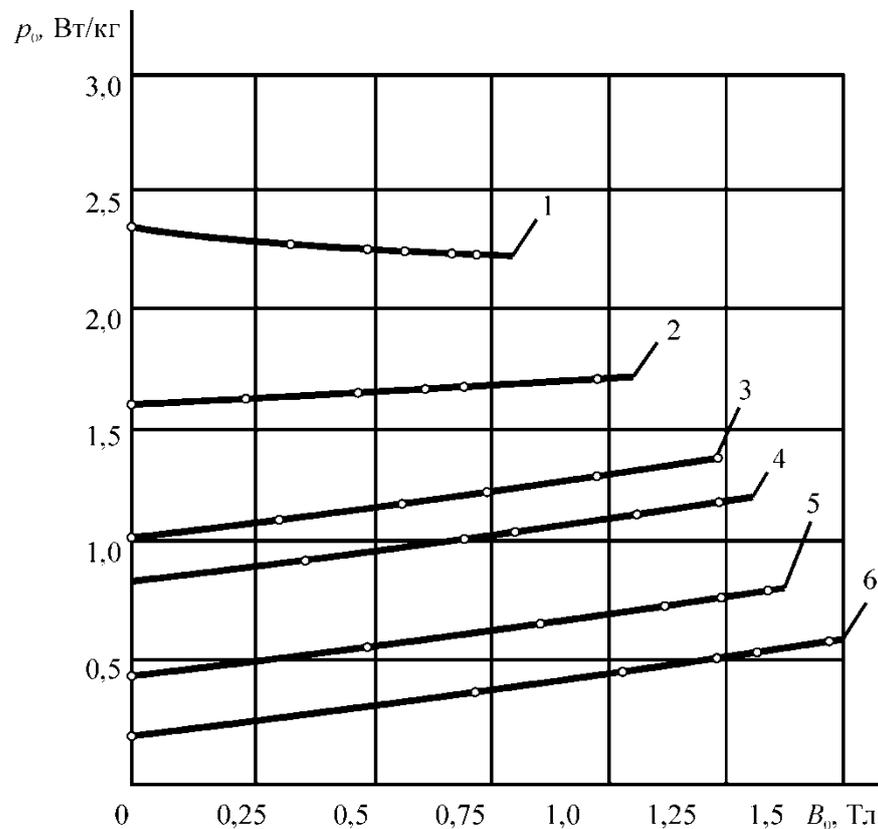


Рисунок 6.3 - Зависимость удельных потерь от магнитной индукции подмагничивающего поля при различном значении индукции переменного поля

1 – $B_m = 1,4$ Тл; 2 – $B_m = 1,2$ Тл; 3 – $B_m = 1,0$ Тл; 4 – $B_m = 0,8$ Тл;
5 – $B_m = 0,6$ Тл; 6 – $B_m = 0,4$ Тл.

6.1.4. Статические критерии качества БЭГ

При проектировании электрической машины всегда стоит задача получить вариант, в наиболее полной мере отвечающий совокупности технических и эксплуатационных требований.

В зависимости от типа машины и области ее применения критериями качества могут выступать самые различные параметры. При проектировании БЭГ тре-

буется учитывать сразу несколько критериев, которые могут находиться между собой в логическом противоречии.

Рассмотрим задачу выбора критериев оптимизации БЭГ малой мощности, предназначенного для использования в качестве вспомогательного источника постоянного тока для электротехнических комплексов автономных объектов.

Одним из основных требований к генератору, как к автономному источнику питания, является минимум массы. В логическом противоречии с этим вступает требование получить электромеханический преобразователь с высоким КПД. Любая автономная система электроснабжения должна отвечать определенным критериям к качеству вырабатываемого напряжения и его стабильности при изменении нагрузки в довольно широком диапазоне. Отсюда желание ограничить пульсации выпрямленного напряжения и уменьшить мощность возбуждения возбудителя, что позволит сократить вес регулирующей аппаратуры.

В результате анализа требований, предъявляемым к электромашинным источникам автономных объектов в [112] были установлены следующие основные статические критерии качества БЭГ:

- масса генератора;
- мощность возбуждения;
- КПД генератора;
- коэффициент пульсаций выпрямленного напряжения;
- коэффициент использования.

Масса активных материалов БЭГ складывается из суммы масс отдельных частей машины

$$M_a = M_{ZS} + M_{ZR} + M_{aS} + M_{aR} + M_{MS} + M_{MR}. \quad (6.23)$$

Вводя конструктивный коэффициент массы, учитывающий вес выпрямителей, регулятора и корпуса K_m , можно рассчитать полную массу генератора

$$M = K_m M_a. \quad (6.24)$$

На основе анализа конструкций опытных образцов БЭГ установлено, что $K_m \approx 2,0$.

Мощность возбуждения возбудителя определяется следующим выражением

$$P_{fv} = \pi r (l_{\delta 1} + 1,5\tau_1) j_s D A_f. \quad (6.25)$$

Коэффициент полезного действия БЭГ находится как отношение выпрямленной мощности к мощности, подведенной к валу

$$\eta = \frac{P_d}{P_d + \Sigma P}. \quad (6.26)$$

Чтобы оценить пульсации выпрямленного напряжения достаточно определить отношение двойной амплитуды основной гармоники выпрямленного напряжения к его среднему значению.

$$K_{\text{пуль}} = \frac{\Delta U_{d(2)}}{U_d} = \frac{1}{(4m_s^2 - 1)K_{U_d}} K_{\gamma(v=2m_s)}, \quad (6.27)$$

где K_{U_d} - коэффициент, учитывающий уменьшение напряжения U_d под нагрузкой ($K_{U_d} \approx 1,25$);

$K_{\gamma(v=2m_s)}$ - коэффициент коммутации для гармоники выпрямленного напряжения с порядком v , равным удвоенному числу фаз генератора

γ_k - угол коммутации.

$$K_{\gamma(v=2m_s)} = \frac{\sqrt{4(v \sin v\gamma_k \sin \gamma_k + \cos v\gamma_k \cos \gamma_k) - (v^2 - 1)\cos 2\gamma_k + v^2 + 3}}{2\sqrt{2}}. \quad (6.28)$$

Коэффициент использования, характеризующий степень использования синхронного генератора при работе на выпрямительную нагрузку, определяется как отношение выпрямленной мощности к расчетной мощности генератора

$$K_{\text{И}} = \frac{P_d}{P_r}. \quad (6.29)$$

6.2. Алгоритм расчета с использованием математической модели БЭГ

Разработанная расчетная математическая модель связывает входные и выходные параметры и предназначена для автоматизированного проектирования БЭГ. Она позволяет численными методами с заданной точностью рассчитать вариант электромеханического преобразователя и определить его выходные харак-

теристики. Модель представлена в виде сводки формул, расположенных в определенном порядке, который позволяет в условиях автоматизированного проектирования вводить различные исходные параметры и ограничения. Модель составляет основу алгоритма расчета БЭГ, реализованного в программе *TRECK*.

При расчете изменяются семь независимых непрерывных переменных:

A_S - линейная нагрузка обмотки якоря генератора;

$B_{\delta 2}$ - магнитная индукция в воздушном зазоре генератора;

j_R, j_S - плотности токов в обмотках ротора и статора;

$b_{шR}, b_{шS}$ - ширина шлицов пазов ротора и статора;

δ - величина воздушного зазора.

Кроме того варьируются три дискретных переменных:

Z_S - число зубцов статора;

m_S - число фаз обмотки якоря генератора;

$u_{шS}$ - число эффективных проводников обмотки якоря в пазу.

В результате расчета на выходе программы получаем статические и динамические показатели качества:

M - полная масса БЭГ;

P_f - мощность возбуждения;

η - коэффициент полезного действия;

$K_{\text{пул}}$ - коэффициент пульсаций выпрямленного напряжения;

$K_{\text{И}}$ - коэффициент использования;

$P_{\text{ПУ}}, P_{\text{ПВ}}$ - интегральные оценки переходных процессов, характеризующие динамическое качество БЭГ при изменении напряжения возбуждения и нагрузки.

Схема алгоритма расчета приведена на рис. 6.4 и состоит из следующих блоков:

1 - ввод данных, полученных на стадии подготовки исходной информации, варьируемых параметров, допустимых значений лимитеров;

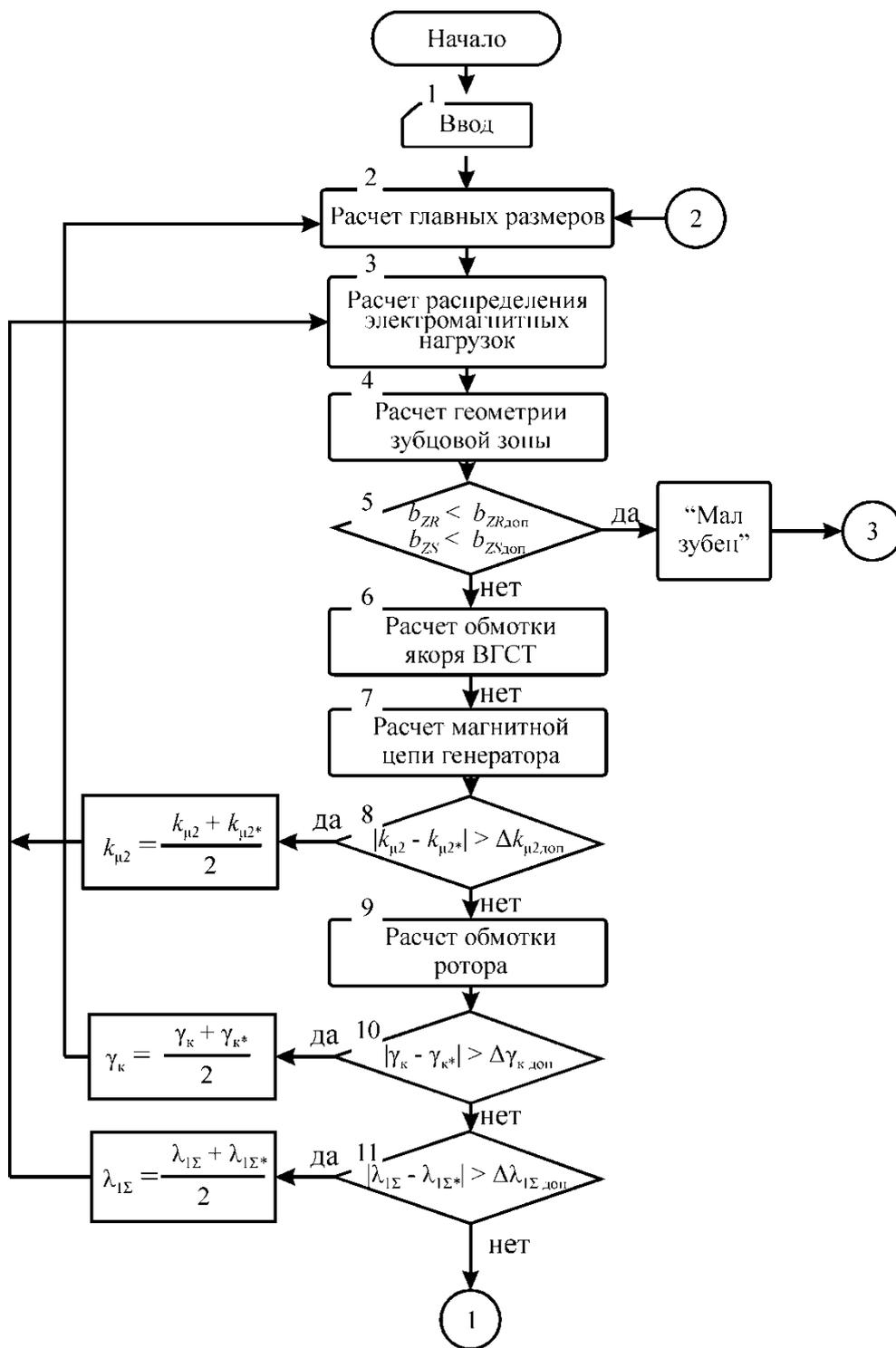
2 - определение расчетной мощности и главных размеров;

3 - распределение электромагнитных нагрузок, расчет площади пазов;

4 - вычисление размеров зубцовых зон статора и ротора;

- 5 - проверка ограничений на минимальную ширину зубцов статора и ротора;
- 6 - расчет обмоточных данных и параметров обмотки якоря генератора;
- 7 - расчет магнитной цепи генератора;
- 8 - сравнение расчетного значения коэффициента насыщения стали по полю генератора $k_{\mu 2}$ со значением $k_{\mu 2*}$, принятым предварительно;
- 9 - расчет электрически совмещенной обмотки ротора;
- 10 - сравнение полученного значения угла коммутации вентилей силового выпрямителя γ_k с принятым ранее γ_{k*} ;
- 11 - сравнение суммарной удельной проводимости рассеяния ротора $\lambda_{1\Sigma}$ с принятой ранее $\lambda_{1\Sigma*}$;
- 12 - расчет магнитной цепи и МДС возбуждения возбуждителя;
- 13 - сравнение полученного значения коэффициента насыщения стали $k_{\mu 1}$ по полю возбуждителя со значением $k_{\mu 1*}$, принятым предварительно;
- 14 - расчет обмоточных данных обмотки возбуждения возбуждителя;
- 15 - определение параметров обмоток БЭГ;
- 16 - расчет потерь;
- 17 - тепловой расчет;
- 18 - проверка ограничений по допустимому перегреву обмотки ротора $T_{\text{Рдоп}}$;
- 19 - расчет критериев качества;
- 20 - печать результатов.

В программе *TRECK* вариация входных параметров позволяет методом упорядоченного перебора находить варианты БЭГ, имеющие приемлемые массогабаритные и энергетические показатели. Однако для достижения оптимального результата требуется проанализировать многие сотни вариантов расчета, что делает этот метод оптимального поиска весьма трудоемким. Поэтому описанную расчетную математическую модель следует использовать лишь в качестве составной части программно-оптимизационного комплекса БЭГ.



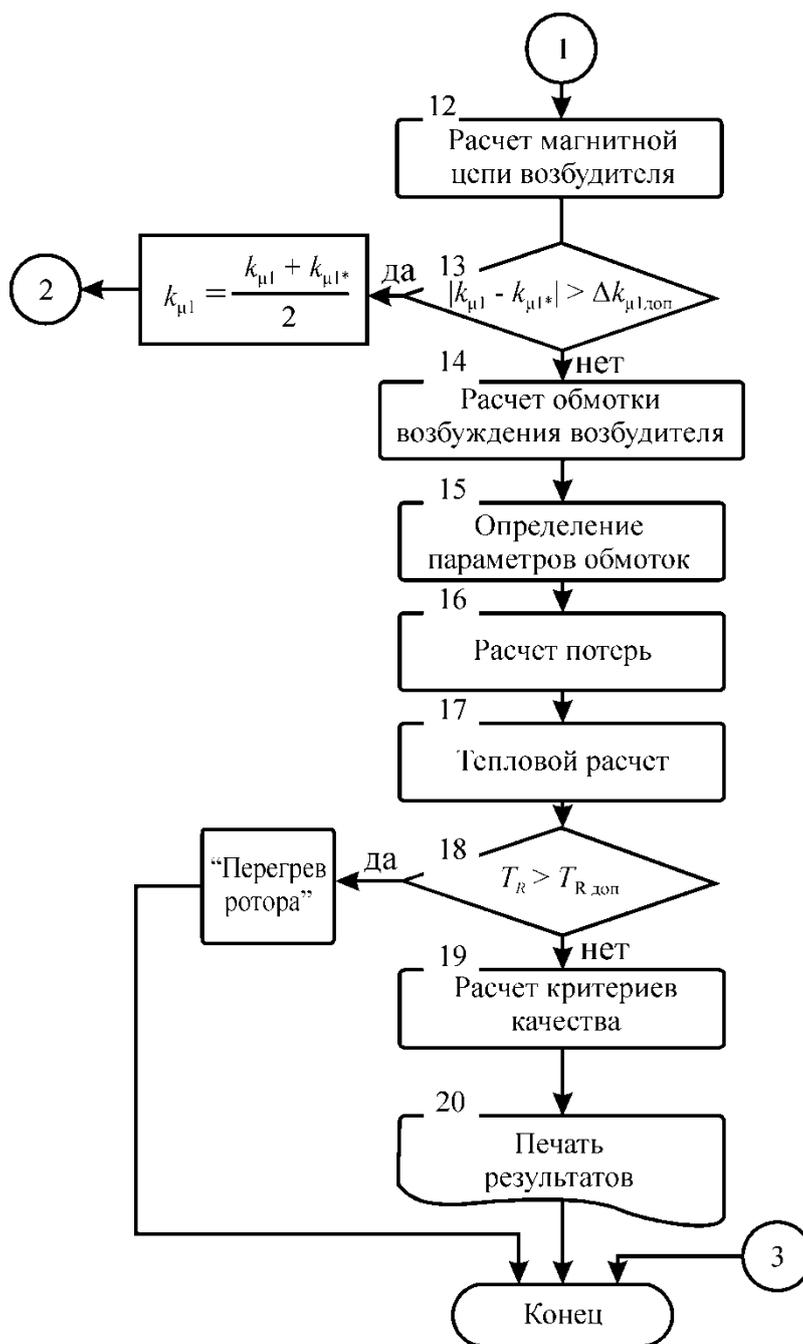


Рисунок 6.4 - Блок-схема алгоритма расчета БЭГ

6.2.1. Расчетно-оптимизационный комплекс генератора с интегрированным возбuditелем

Проектирование генератора начинается с выбора схем обмоток и расчета обмоточных данных. С учетом таких особенностей БЭГ как магнитное совмещение возбuditеля и генератора в общем магнитопроводе, электрическое совмещение обмоток ротора, работа обоих каскадов на выпрямительную нагрузку на

начальном этапе следует проанализировать различные варианты обмоточных данных, в том числе совмещенных обмоток по методу, описанному в главе 2. Варианты схем будут дискретными параметрами оптимизации.

При описании расчетной математической модели освещены вопросы выбора начальных значений параметров, необходимых для проведения электромагнитного расчета, обоснован выбор критериев оптимизации. Для оптимального синтеза БЭГ предложено воспользоваться методом зондирования пространства параметров равномерно распределенными точками ЛП_r- последовательности.

Применение данного метода требует построения нетрадиционного алгоритма проектирования. Как было показано, поиск следует вести в интерактивном режиме для организации оптимального взаимодействия проектировщика и ЭВМ. В этом режиме работы часть операций, выполняемых в других алгоритмах машиной, проектировщику приходится брать на себя. С другой стороны, необходимо формализовать такую важную часть процесса поиска оптимума, как систему предпочтений одного варианта спроектированного генератора другому. И, наконец, надо разработать алгоритм действий проектировщика при выборе оптимального варианта в задаче многокритериального синтеза БЭГ.

При разработке программно-оптимизационного комплекса решены поставленные выше задачи.

Оптимизационный синтез БЭГ состоит из нескольких этапов:

- подготовка начальных данных проекта, формализация зависимостей кривых намагничивания электротехнических сталей, которые могут быть использованы для изготовления магнитопровода БЭГ;
- разработка алгоритма генерирования координат пробных точек;
- расчет различных вариантов БЭГ при заданных значениях варьируемых переменных;
- поиск оптимального варианта с учетом выбранных критериев оптимизации;
- расчет динамических и статических характеристик оптимального варианта БЭГ.

Разработанный комплекс, блок-схема которого представлена на рис. 6.5, состоит из четырех модулей, связь между которыми осуществляется с помощью наборов данных, формируемых при завершении одного модуля и используемых в качестве входных для последующего [113].

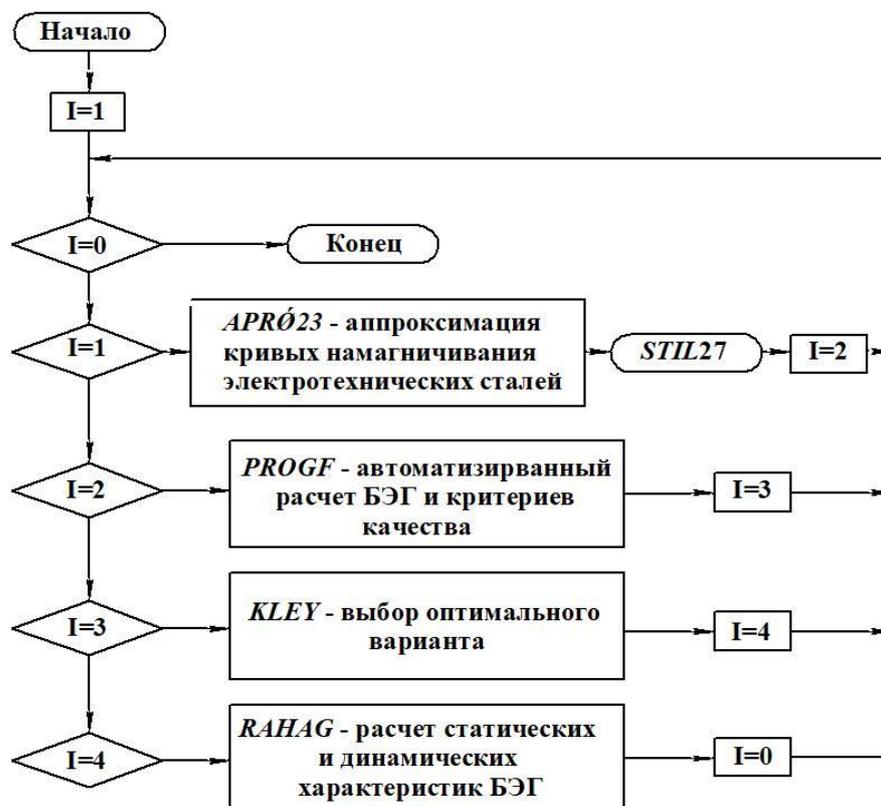


Рисунок 6.5 - Блок-схема алгоритма расчета и оптимизации БЭГ

Модуль *APR023* предназначен для аппроксимации кривых намагничивания электротехнических сталей. Его подробное описание приведено в параграфе 6.3. В модуле *PROGF*, в соответствии с разработанной методикой (параграф 6.1), осуществляется автоматизированный расчет БЭГ и критериев качества. Процедура выбора оптимального варианта реализована в модуле *KLEY*. С помощью модуля *RANAG* производится расчет установившихся и переходных характеристик оптимального варианта БЭГ. Подробное рассмотрение этих модулей, входящих в расчетно-оптимизационный комплекс будет дано в главе 7.

6.3. Аппроксимация кривых намагничивания электротехнических сталей

Известно множество способов аппроксимации экспериментальных кривых намагничивания электротехнических сталей с целью использования полученных аналитических зависимостей при проектировании с помощью ЭВМ электротехнических устройств с ферромагнитными элементами. Применяется аппроксимация различными полиномами (Лагранжа, степенными) и кусочно-линейная аппроксимация [26,69,70]. Эти методы имеют удовлетворительную точность при достаточном числе точек на кривой намагничивания.

Известно, что магнитные свойства электротехнических сталей гарантируются ГОСТ в постоянном магнитном поле, что не может удовлетворить проектировщика, так как магнитопроводы БЭГ работают в условиях изменяющейся частоты и температуры.

Оптимизационный поиск в области дискретно изменяющихся параметров предполагает существенное различие частоты перемагничивания магнитопроводов для разных вариантов полюсности. При изменении частоты вращения ротора от 6000 об/мин до 12000 об/мин и чисел полюсов возбuditеля от 2 до 4, частота перемагничивания стали магнитопроводов БЭГ варьируется в диапазоне от 100 Гц в роторе до 1200 Гц в статоре. В тоже время, известно [99], что магнитная проницаемость электротехнической стали с ростом частоты перемагничивания существенно снижается.

При увеличении частоты перемагничивания горячекатаной стали марки 1521 с 400 Гц до 10000 Гц намагничивающий ток возрастает в 3,5 раза для толщины листа $\Delta=0,1$ мм, в 4,5 раза при $\Delta = 0,2$ мм, в 6 раз при $\Delta = 0,35$ мм. В диапазоне частот 100÷1200 Гц этот эффект имеет менее выраженный характер, но необходимость его учета не вызывает сомнений.

Электрические машины, эксплуатируемые на некоторых автономных объектах и, в частности, БЭГ работают в широком диапазоне температур окружающей среды от -60 до $+250^{\circ}\text{C}$. С учетом нагрева машины при выделении потерь в активных элементах, их рабочая температура может достигать $350\div 400^{\circ}\text{C}$.

В [134] показано, что магнитная проницаемость стали, в значительной степени зависит от температуры.

$$\frac{J_S}{J_0} = th\left(\frac{J_S \cdot T_c}{J_0 \cdot T}\right), \quad (6.31)$$

где J_S - намагниченность насыщения при температуре T ;

J_0 - намагниченность насыщения при температуре абсолютного нуля;

T_c - температура Кюри.

Общей тенденцией является снижение намагниченности насыщения при повышении температуры. При этом в слабых и средних магнитных полях (с напряженностью до 20 А/м) магнитная проницаемость стали увеличивается, что объясняется эффектом Гопкинсона, а в сильных полях проницаемость с ростом температуры снижается.

В связи с изложенным на стадии проектирования необходимо учитывать влияние частоты перемагничивания и температуры на кривые намагничивания электротехнических сталей с целью получения заданных характеристик БЭГ в различных условиях эксплуатации.

В научной и справочной литературе по ферромагнетизму имеются сведения об указанных явлениях и способах их учета.

Среди известных методик расчета магнитной цепи совмещенных электрических машин [85,89,110] наиболее приемлемой в данном случае является методика, предложенная в [89]. При этом МДС воздушного зазора возбuditеля и генератора определяется обычным способом, а МДС зубцов и спинок рассчитываются аналитически, на основании аппроксимации кривой намагничивания стали гиперболическим синусом.

Амплитуды первых гармоник напряженностей зубцов и спинок генератора и возбuditеля определяются выражениями [110]

$$\begin{aligned}
H_{z2} &= \alpha \cdot I_0 \cdot (\beta \cdot B_{z2}) \cdot I_1 \cdot (\beta \cdot B_{z1}); \\
H_{z1} &= \alpha \cdot I_0 \cdot (\beta \cdot B_{z1}) \cdot I_1 \cdot (\beta \cdot B_{z2}); \\
H_{a2} &= \alpha \cdot I_0 \cdot (\beta \cdot B_{a2}) \cdot I_1 \cdot (\beta \cdot B_{a1}); \\
H_{a1} &= \alpha \cdot I_0 \cdot (\beta \cdot B_{a1}) \cdot I_1 \cdot (\beta \cdot B_{a2}),
\end{aligned} \tag{6.30}$$

где I_0, I_1 - функции Бесселя нулевого и первого порядков мнимого аргумента.

В [23] предлагается аппроксимация характеристики намагничивания с учетом влияния температуры. При этом используются две аппроксимирующие зависимости:

$$B = B_s(T) \cdot th\left(\frac{\zeta(\mu_0 H + \gamma B)}{(T_c - T)}\right); \tag{6.31}$$

$$B = B_s(T) \cdot \operatorname{sgn}(H) \cdot \left(1 - \frac{\lambda \cdot T |H| + 1}{e^{\lambda \cdot T |H|}}\right), \tag{6.32}$$

где γ, ζ, λ - коэффициенты аппроксимации;

$B_s(T)$ - индукция насыщения ферромагнетика при температуре T ;

T_c - температура Кюри.

Этот способ аппроксимации обладает рядом недостатков:

- для определения коэффициентов аппроксимации надо знать температуру точки Кюри и индукцию насыщения при заданной температуре;
- определение каждой точки кривой намагничивания при варьировании температуры и напряженности выполняется либо графически, либо численно;
- относительная погрешность аппроксимации на отдельных участках кривой намагничивания достигает 20%;
- аппроксимирующие формулы не учитывают изменения магнитных свойств ферромагнетика при варьировании частоты перемагничивания;
- аппроксимирующие формулы не приспособлены для расчета магнитной цепи совмещенной электрической машины и не учитывают существенный разброс параметров электротехнических сталей, поставляемых в производство.

На рис. 6.6 представлены кривые намагничивания электротехнической стали 1411 с толщиной листа $\Delta = 0,35$ мм, полученные при температурах (-60, +20, +100, +200, +300)°С и частотах перемагничивания (50, 1000) Гц. Кривые сняты посредством измерения на тороидальных образцах.

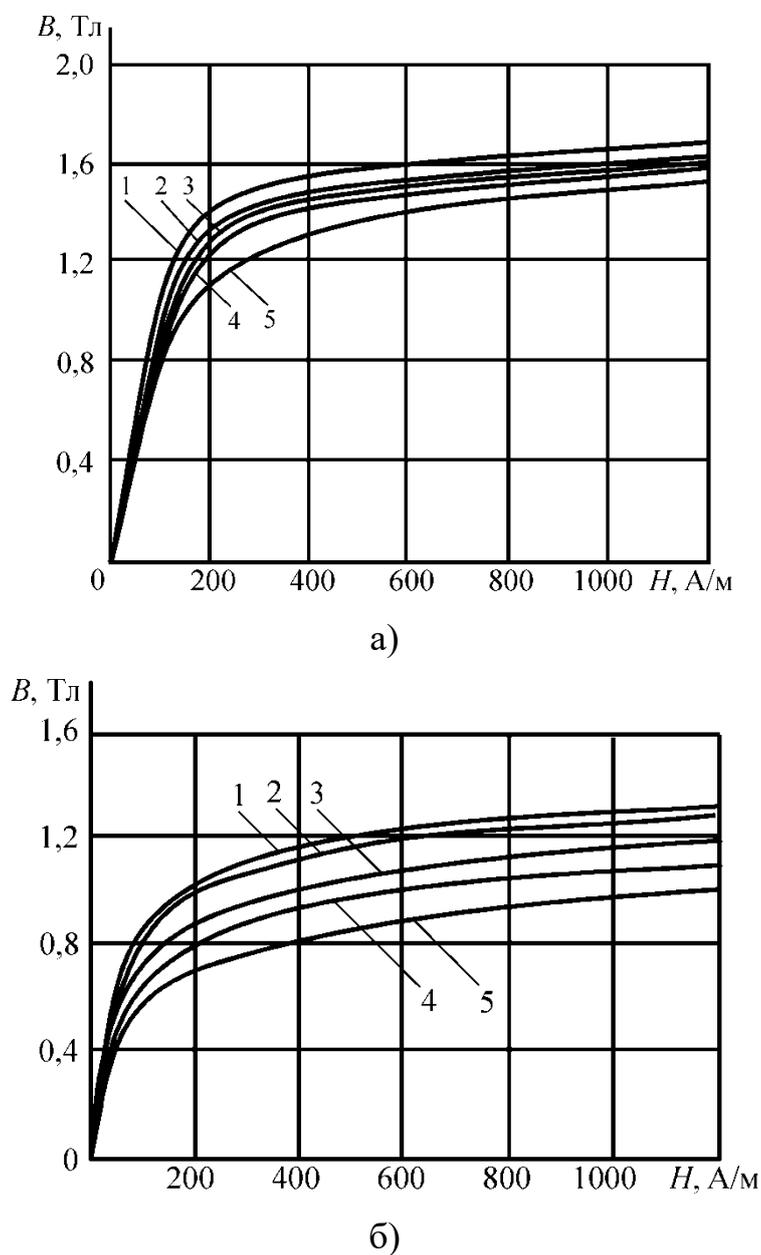


Рисунок 6.6 - Кривые намагничивания электротехнической стали 1411 ($\Delta = 0,35$ мм) при частотах перемагничивания 50 Гц (а) и 1000 Гц (б) и температурах 1 - -60°С; 2 - +20°С; 3 - +100°С; 4 - +200°С; 5 - +300°С.

Автором была разработана методика, которую можно использовать при автоматизированном проектировании ЭМП с интегрированным возбуждением [28, 45].

Для получения аппроксимирующих выражений, позволяющих прогнозировать магнитные свойства стали в различных условиях эксплуатации, предлагается использовать двухэтапную аппроксимацию приведенных экспериментальных характеристик.

Выше показано, что для расчета совмещенной магнитной цепи кривую намагничивания удобно аппроксимировать выражением

$$H = \alpha \cdot \text{sh}(\beta \cdot B). \quad (6.33)$$

Предлагается следующая последовательность действий по аналитической аппроксимации. На первом этапе методом квадратичной интерполяции определяются коэффициенты аппроксимации для каждой из кривых, представленных на рис. 6.6. Этот метод требует минимизации величины

$$\sum_{\mu} (H_{\mu} - \alpha \cdot \text{sh}(\beta \cdot B_{\mu}))^2, \quad (6.34)$$

где μ - номер точки на кривой намагничивания.

Для этого необходимо приравнять нулю частные производные выражения (6.34) по α и β .

$$\sum_{\mu} H_{\mu} \text{sh}(\beta \cdot B_{\mu}) - \alpha \sum_{\mu} \text{sh}^2(\beta \cdot B_{\mu}) = 0 \quad (6.35)$$

$$\sum_{\mu} H_{\mu} B_{\mu} \text{ch}(\beta \cdot B_{\mu}) - \frac{1}{2} \alpha \sum_{\mu} B_{\mu} \text{sh}(2\beta \cdot B_{\mu}) = 0 \quad (6.36)$$

Трансцендентные уравнения (6.35), (6.36) решаются численно. При этом начальное значение коэффициента β выбирается заведомо малым по величине.

На втором этапе осуществляется интерполяция коэффициентов α и β , являющихся функциями частоты перемагничивания и температуры. Аппроксимация аналитическими функциями (степенная, показательная, логарифмическая) коэффициентов α и β приводит к достаточно большим погрешностям на отдельных

участках. Поэтому для обеспечения достаточной точности интерполяция производилась с помощью кубических сплайнов, обеспечивающих точное значение функции в узловых точках [4,74].

Так как функции α и β зависят в каждой ячейке сетки от двух переменных (частоты и температуры), то они интерполировались бикубическими многочленами вида

$$\alpha = F(f, T) = \sum_{i,j=0}^{3,5} a_{i,j}^{k,l} (T_k - T)^i \cdot (f_l - f)^j; \quad (6.37)$$

$$\beta = F(f, T) = \sum_{i,j=0}^{3,5} b_{i,j}^{k,l} (T_k - T)^i \cdot (f_l - f)^j. \quad (6.38)$$

На начальном этапе интерполировались функции α и β при фиксированных значениях частоты перемагничивания. Интерполяционная формула полиномов (6.37), (6.38) для расчета значений функции на линиях сетки $f = f_j (j = 0, 1, \dots, M)$ (рис.6.7) на интервале $[T_i, T_{i+1}]$ имеет вид

$$S_3(T) = \frac{(T_{i+1} - T)^2 [2(T - T_i) + h_{T_i}]}{h_{T_i}^3} \cdot F_{i,j} + \frac{(T - T_i)^2 [2(T_{i+1} - T) + h_{T_i}]}{h_{T_i}^3} \cdot F_{i+1,j} + \frac{(T_{i+1} - T)^2 (T - T_i)}{h_{T_i}^2} \cdot \upsilon_{i,j} + \frac{(T - T_i)^2 (T - T_{i+1})}{h_{T_i}^2} \cdot \upsilon_{i+1,j}, \quad (6.39)$$

где υ_i - наклон сплайна $S_3(T_i)$;

h_{T_i} - шаг сетки (неравномерный), $h_0=80$, $h_1=80$, $h_2=100$, $h_3=100$;

$F_{i,j}$ - значения функций α и β в точке (i,j) ;

$i = 0, 1, 2, \dots, N (N = 4)$; $j = 0, 1, \dots, M (M = 3)$.

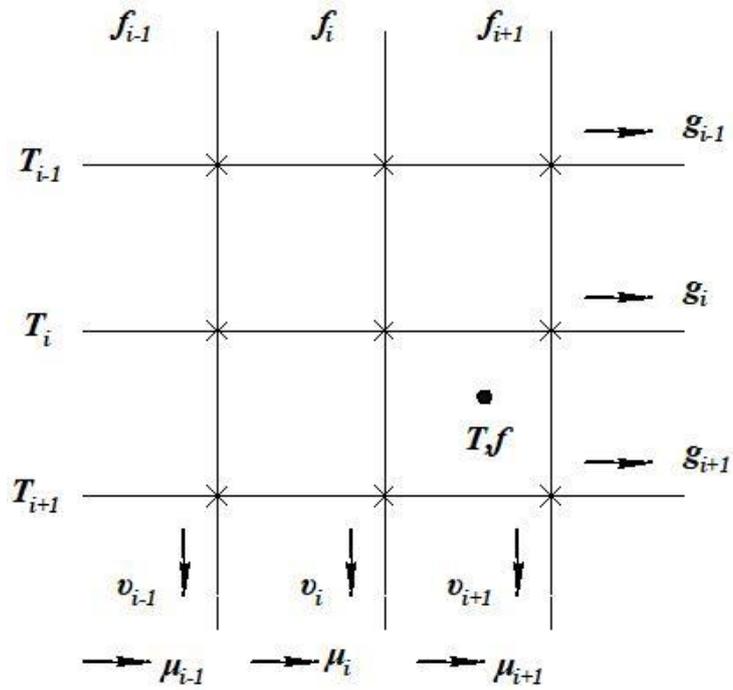


Рисунок 6.7 - Интерполяция сплайнами

Для определения наклона сплайна находится решение системы

$$v_{i-1,j} + 4 \cdot v_{i,j} + v_{i+1,j} = \frac{3 \cdot (F_{i+1,j} - F_{i-1,j})}{h_{T_i}}, \quad (6.40)$$

где $i = 1, 2, \dots, N + 1$.

Два дополнительных условия были получены, исходя из предложения о нулевой кривизне графика на концах интерполяционного участка. В этом случае наклон сплайна на концах участка v_0 и v_N определяется как

$$v_{0,j} = -\frac{v_{1,j}}{2} + \frac{3(F_{1,j} - F_{0,j})}{2h_{T_0}}; \quad (6.41)$$

$$v_{N,j} = -\frac{v_{N-1,j}}{2} + \frac{3(F_{N,j} - F_{N-1,j})}{2h_{T_{N-1}}}. \quad (6.42)$$

Решая M раз систему (6.40)-(6.42), находим значения наклона сплайна в узлах $v_{i,j}(f, T)$.

Затем N раз решаем аналогичную систему уравнений на линиях $T = T_i (i = 0, 1, \dots, N)$:

$$\begin{aligned}
S_3(f) = & \frac{(f_{j+1} - f)^2 [2(f - f_j) + h_{f_j}]}{h_{f_j}^3} \cdot F_{i,j} + \\
& \frac{(f - f_j)^2 [2(f_{j+1} - f) + h_{f_j}]}{h_{f_j}^3} \cdot F_{i+1,j} + \\
& \frac{(f_{j+1} - f)^2 (f - f_j)}{h_{f_j}^2} \cdot g_{i,j} + \frac{(f - f_j)^2 (f - f_{j+1})}{h_{f_j}^2} \cdot g_{i+1,j},
\end{aligned} \tag{6.43}$$

где g_i - наклон сплайна $S_3(f_j)$;

h_{f_j} - шаг сетки (неравномерный), $h_0=450$, $h_1=500$;

$F_{i,j}$ - значения функций α и β в точке (i,j) ;

$j = 0,1,2$ ($M = 2$).

Система рекуррентных уравнений для определения наклона сплайна на линиях $T=const$ имеет вид

$$g_{i,j-1} + 4 \cdot g_{i,j} + g_{i,j+1} = \frac{3 \cdot (F_{i,j+1} - F_{i,j-1})}{h_{f_j}}, \tag{6.44}$$

где $j = 1,2,3$.

Наклон сплайна на концах интерполяционного участка определится как

$$g_{i,0} = -\frac{g_{i,1}}{2} + \frac{3(F_{i,1} - F_{i,0})}{2h_{f_0}}; \tag{6.45}$$

$$g_{i,M} = -\frac{g_{i,M-1}}{2} + \frac{3(F_{i,M} - F_{i,M-1})}{2h_{f_{M-1}}}. \tag{6.46}$$

В результате решения системы (6.44)-(6.46) получаем значения наклона сплайнов по линиям постоянства температуры, в узлах сетки.

Для определения значений наклона сплайнов $\mu_{i,j}$ между узлами сетки на линиях ($i=0,1,\dots,N$) решаем N раз систему уравнений (6.40) - (6.42), где в качестве значений функции берутся значения наклона $\nu_{i,j}$ и определяются значения $\mu_{i,j}$ между узлами сетки.

Используя полученные значения наклонов сплайнов, можно определить величину коэффициентов аппроксимации α и β при любых значениях частоты перемагничивания и температуры, входящих в интерполяционный интервал.

Расчет наклонов бикубических сплайнов для определения коэффициентов аппроксимации α и β для сталей 1411, 2412, 49КФ2-ВИ проводился при произвольных значениях температуры и частоты перемагничивания.

При сравнении результатов, полученных с помощью расчета зависимостей, с экспериментальными кривыми намагничивания можно сделать вывод об удовлетворительной точности аппроксимации кривых намагничивания предложенным способом. Максимальная относительная погрешность наблюдается на начальных участках кривых и не превышает 6%.

На рис. 6.8. показана блок-схема алгоритма аппроксимации кривых намагничивания электротехнических сталей.

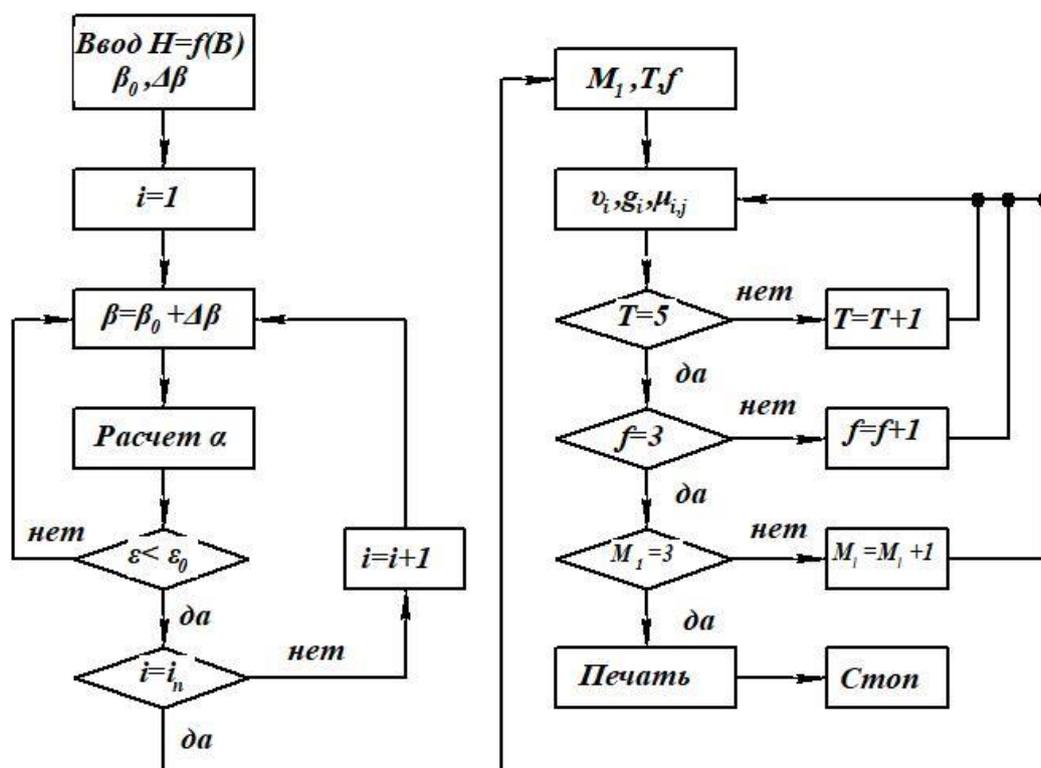


Рисунок 6.8 - Алгоритм аппроксимации кривых намагничивания

6.4. Выводы по шестой главе

1. Разработана расчетная математическая модель БЭГ с интегрированным возбудителем, учитывающая такие особенности, как работа возбудителя и основного генератора на выпрямительную нагрузку, совмещение разнополюсных магнитных полей в общей магнитной системе.

2. С использованием положений теории направленных графов предложены способы расчета главных размеров БЭГ. В результате минимизации веса графов выбран вариант, позволяющий методологически более верно реализовать процесс проектирования, сократить число итерационных циклов и затраты времени при оптимизационном поиске.

3. Определены дискретные, непрерывные варьируемые факторы и выходные критерии оптимизации БЭГ. Среди них следует выделить как традиционные для электромеханических преобразователей - масса, КПД, так и специфические для вентильных генераторов – коэффициент пульсаций выпрямленного напряжения, коэффициент использования, интегральные оценки переходных процессов по управляющему и возмущающему воздействиям.

4. Разработан расчетно-оптимизационный комплекс, позволяющий проводить поиск оптимального варианта генератора с интегрированным возбуждением в пространстве варьируемых факторов в интерактивном режиме.

5. Предложен способ и разработан алгоритм аппроксимации кривых намагничивания электротехнических сталей, учитывающий наличие в общем магнитопроводе полей разной частоты и изменение магнитных свойств в зависимости от рабочей частоты и температуры, адаптированный к процессу автоматизированного проектирования.

7. АЛГОРИТМ ПОИСКОВЫХ ПРОЦЕССОВ ОПТИМИЗАЦИИ ВЕНТИЛЬНЫХ БЭГ

7.1. Математическая постановка задачи оптимизационного синтеза БЭГ

Пусть проектируемый генератор однозначно определяется главными независимыми параметрами $x_i, i=1..n$. Каждый из этих параметров находится в ограниченном диапазоне значений.

$$a_i \leq x_i \leq b_i \quad (7.1)$$

В силу специфики БЭГ как объекта оптимизации часть независимых параметров n' может изменяться только дискретно на заданной области определения. Оставшаяся часть $(n-n')$ - непрерывно варьируемые параметры.

Ограничения типа неравенств (7.1) называются параметрическими ограничениями, а многомерное пространство, удовлетворяющее этим ограничениям - пространством параметров π^n .

В пространстве π определим V функций, характеризующих функциональные свойства БЭГ $f_j(x_1, x_2, \dots, x_n), j=1, \dots, V$.

В общем случае на L функций ($L \leq V-1$) накладываются функциональные ограничения в виде неравенств $A_j \leq f_j(x_1, x_2, \dots, x_n) \leq B_j$, где A_j, B_j - априорно известные величины, определенные на стадии проектирования.

В задаче оптимизации БЭГ существует следующая особенность: часть K функций f_j характеризует возможность практической реализации машины (например, соотношение размеров активной зоны), другая часть функций P - возможность реализации БЭГ на настоящий момент с учетом достигнутого уровня развития технологии, наличия необходимых материалов. С целью универсализации алгоритма оптимизации и успешного его использования в перспективе P функций f_j включим в число псевдокритериев. Оставшиеся $W=V-(K+P)$ функций есть составляющие векторной функции цели или скалярные критерии качества

$$Y_s = \Phi_s(X) \quad (7.2)$$

где S – номер скалярного критерия качества.

В итоге, задача оптимального синтеза БЭГ [138] формулируется следующим образом: требуется найти вектор X_0 , минимизирующий векторный критерий качества

$$X_0 = \arg\{\min F(Y_1, Y_2, \dots, Y_s)\}; Y_s = \Phi_s(X); X \in D_x \quad (7.3)$$

где $D_x = \{X; a_i \leq x_i \leq b_i; A_j \leq f_j \leq B_j; i = 1, \dots, n; j = 1, \dots, V\}$ - область допустимых решений.

В вышеприведенной формулировке задача оптимального синтеза БЭГ с учетом нелинейности уравнений, описывающих состояние электрической машины, относится к классу задач нелинейного численного программирования.

Одной из принципиальных трудностей, связанных с оптимальным проектированием БЭГ, является то обстоятельство, что минимизации обычно подлежат несколько показателей качества. В БЭГ желательно минимизировать массу, габариты, пульсации выпрямленного напряжения и обеспечить максимальный КПД. Следовательно, задача оптимального статического синтеза БЭГ относится к классу многомерных (целевая функция зависит от многих параметров) многокритериальных задач и требует соответствующих методов решения.

7.2. Классификация процедур решения многоцелевых задач

Почти всякая сложная задача принятия решения в технике является многоцелевой, так как при выборе наилучшего варианта приходится учитывать много различных требований, предъявляемых к проектируемому объекту, и среди этих требований встречаются противоречащие друг другу. Перейдем к рассмотрению методов решения задачи многокритериального оптимизационного синтеза.

Рассмотрим сначала задачу оптимизации при двух критериях. Предположим, что два показателя качества $F_1(x)$ и $F_2(x)$, зависят только от одного параметра x , и функция $F_1(x)$ достигает минимума при $x = x_0 = \arg\{\min F_1; \min F_2\}$ (кривая 1, рис.7.1).

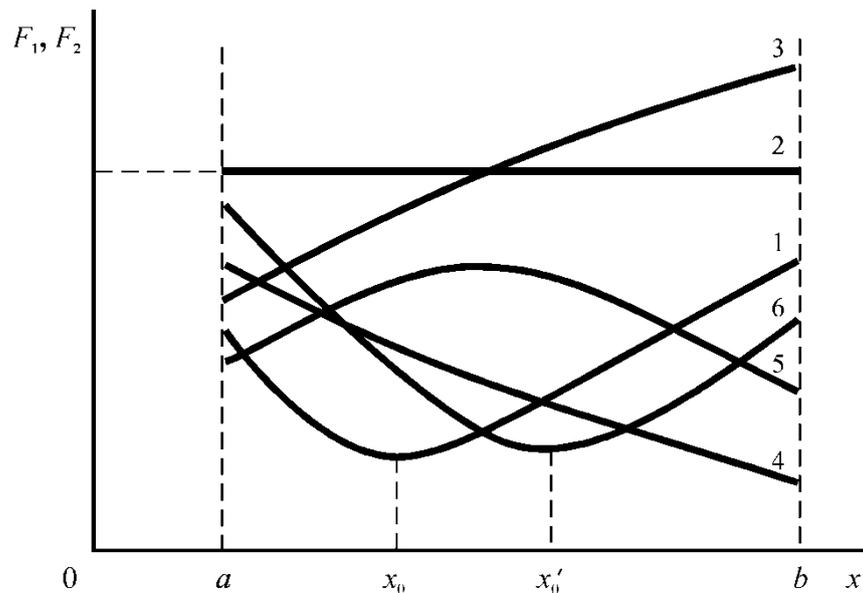


Рисунок 7.1 - Графическая интерпретация проблем оптимизации при двух критериях

Можно выделить следующие случаи, когда решение x_0 существует или отсутствует.

1. Один из критериев качества может не зависеть от параметра x (кривая 2, рис. 7.1), В этом случае за решение задачи можно принять $x = x_0$.

2. Функция $F_2(x)$ может оказаться монотонной (кривые 3 и 4). Тогда наименьшее значение на отрезке $[a, b]$ достигается соответственно при значениях параметра $x = a$ или $x = b$. Так как эти значения не совпадают с x_0 , то решения задачи не существует.

3. Вместо минимума функция $F_2(x)$ может иметь максимум в заданной области, и его абсцисса может совпадать или отличаться от x_0 (кривая 5). В этом случае решение задачи также отсутствует.

4. Функция $F_2(x)$ может иметь тот же характер, что и F_1 (кривая 6). Возможны два варианта: абсцисса минимума функции $F_2(x)$ x_0' не совпадает с x_0 или строго совпадает с ним. В первом случае решение не существует, во втором - присутствует.

С учетом того, что минимизируемых показателей качества и варьируемых параметров оптимизации может быть много, случаи, когда условия оптимальности при нескольких критериях позволяют найти решение, практически исключены. Поскольку оптимального решения в такой постановке задачи не существует, необходимо изменить подход и понимать под оптимальным техническим объектом некий другой объект.

Чаще всего пытаются свести многоцелевую задачу к задаче одноцелевой. Эта процедура в большинстве случаев приводит к серьезному искажению существа проблемы и, следовательно, к неоправданной замене одной задачи другой.

Если при решении одноцелевых задач методологических проблем не возникает, а возможны только вычислительные трудности, то иначе обстоит дело с многоцелевыми решениями. Здесь основные нюансы связаны со следующей проблемой: что следует считать наилучшей альтернативой в задаче с несколькими целевыми функциями, которые противоречат друг другу и достигают максимума в различных точках множества альтернатив? На этот счет, на сегодняшний день не существует единого мнения, поэтому оценка качества системы в случае векторного показателя качества является одной из главных проблем в теории полезности и исследования операций.

Многомерные цели могут находиться друг с другом в следующих отношениях:

1. Цели взаимно нейтральны. В этом случае система может применительно к отдельным целям характеризоваться и рассматриваться независимо.
2. Цели кооперируются. Здесь, как правило, систему удастся рассмотреть применительно к одной цели, а остальные достигаются одновременно.
3. Цели конкурируют. В этом случае одну из целей можно достигнуть лишь за счет другой.

Если цели частично нейтральны, частично кооперированы и частично конкурируют между собой, то задача формулируется таким образом, что нужно принимать во внимание только конкурирующие цели. Рассмотрение нейтральных или кооперирующих целей не представляет особых трудностей, так что проблемы,

ориентированные на множество целей, прежде всего, должны быть рассмотрены в части конкурирующих целей, коль скоро все они вместе не могут быть выражены одномерным параметром. Можно предложить следующую классификацию существующих на сегодняшний день процедур решения такого рода многоцелевых задач.

По методу использования информации они подразделяются на следующие:

- априорные;
- апостериорные;
- адаптивные (на основе методов теории чувствительности);

По методу принятия решения.

1. Скалярная постановка задач многокритериальной оптимизации:

- метод главной компоненты;
- метод уступок;
- метод комплексного критерия;
- метод Гермейера;
- метод справедливого компромисса;
- метод условного центра масс
- метод на основе функции Харрингтона;
- метод идеальной точки.

2. Векторная постановка (выделение Парето - оптимальной области):

- графоаналитический метод;
- ЛП_r – поиск.

По характеру использованной информации:

- детерминированные;
- вероятностные.

В известной степени эти методы переплетаются друг с другом, поэтому данная классификация не претендует на законченный вид, а лишь способствует лучшему осмыслению подходов к решению рассматриваемой в работе проблемы оптимального проектирования.

7.3. Анализ и выбор метода оптимизации. Программная реализация оптимального поиска

Существует несколько подходов к решению многокритериальной задачи оптимизации вида

$$Y_1, Y_2, \dots, Y_s = \min. \quad (7.4)$$

Первый, самый простой - исходя из назначения, области применения и типа электрической машины выбирается один, главный критерий качества, а остальные показатели, в меньшей мере характеризующие ее качество, выступают в роли ограничителей. Это означает переход к задаче вида

$$Y_1 = \min; Y_2 \leq \bar{Y}_2; \dots; Y_s \leq \bar{Y}_s. \quad (7.5)$$

Такой подход применен для решения многих задач [12,79,143,166]. Главным недостатком при такой постановке является необходимость выбора одного критерия оптимизации. В большинстве случаев этот процесс осуществляется волевым методом в ущерб другим показателям качества. Другая сложность - выбор ограничений \bar{Y}_s . Полученные на этом пути решения, как правило, не устраивают ни конструкторов, ни заказчиков. На практике почти всегда реализованными оказываются не те проекты, которые были получены в результате оптимизационных расчетов.

Другой подход основан на отказе от многокритериальной постановки задачи и использование свертки критериев или целевых функций. Первая трудность, возникающая на этом пути - масштабирование критериев качества с целью получения их количественных характеристик в относительных единицах. Обычно используют функцию желательности Харрингтона [143], в основе которой лежит идея преобразования натуральных значений частных откликов в безразмерную шкалу предпочтительности [2]. Отметки на шкале желательности носят субъективный характер и не учитывают, какой именно критерий качества рассматривается в данный момент. Другими словами, эта процедура механистична, здесь не принимается во внимание опыт проектирования объектов аналогичного назначе-

ния. Однако, даже после получения нормализованных критериев, нельзя брать обобщенный оптимизационный критерий в виде простой суммы частных критериев качества, так как значимость их различна. При каждом из показателей качества следует вводить весовые коэффициенты. После этого переходят к задаче оптимального проектирования БЭГ с одной целевой функцией.

$$\sum_s k_s Y_s = \min ; \sum_s k_s = 1 ; k_s > 0. \quad (7.6)$$

Но здесь возникает новая проблема, связанная с выбором весовых коэффициентов. Процесс назначения весов можно разбить на два этапа. На первом необходимо осуществить качественное ранжирование критериев, на втором - непосредственно указать количественные значения коэффициентов k_s . Действия проектировщика в обоих случаях можно охарактеризовать с позиций теории принятия решений [84, 114].

Согласно данной теории, которая занимается исследованием поведения субъекта в многокритериальных задачах принятия решений, можно выделить ряд элементарных операций, выполняемых человеком при переработке информации. Среди этих операций есть и две упомянутые ранее.

Первая операция – упорядочение критериев по важности. В [87, 149] описаны результаты экспериментов по упорядочению семи критериев при двух градациях на шкалах критериев, которые оценивались как положительные, т.е. критерии ранжировались надежно и устойчиво. В целом данная элементарная операция может быть охарактеризована как допустимая.

Вторая операция - назначение весов критериев. Эта операция используется очень часто. В то же время надежность назначаемых весов вызывает большие сомнения. Результаты экспериментов свидетельствуют о том, что проектант назначает веса критериев с существенными ошибками по сравнению с объективно известными. При этом назначаемые веса противоречат его непосредственным оценкам альтернатив [165]. Эта операция характеризуется как достаточно сложная [104]. В дополнение ко всему, функции Y_s могут оказаться такими, что сравни-

тельно небольшая вариация коэффициентов k_s приведет к существенному изменению результатов оптимального проектирования и, более того, оптимальное решение вообще может быть не найдено.

В некоторых случаях вместо линейной комбинации функций Y_s минимизируют некоторую нелинейную функцию от них. Это дает новые возможности в организации оптимального поиска, но ставит проектировщика перед сложнейшей задачей назначения нелинейной функции многих переменных.

Все изложенное приводит к довольно пессимистической оценке подхода, основанного на свертке критериев, и возникает необходимость иной трактовки задачи оптимального проектирования БЭГ.

Существующие методы оптимизации строго применимы только для однокритериальных задач. С другой стороны, методы отыскания минимума функции нескольких переменных являются локальными, и их сходимость гарантируется лишь в достаточно малой окрестности минимума. Если же речь идет о глобальном оптимуме, то следует ограничиться лишь простым перебором и случайным поиском в различных его модификациях. Простой перебор вариантов требует большого времени ЭВМ и не дает достаточно полной информации о характере изменения критериев качества при вариации отдельных входных параметров [1].

В настоящее время для решения оптимизационных задач большой размерности широкое применение находят методы случайного поиска [11, 31]. Преимущества этих методов заключаются в том, что они хорошо работают в «овражных» ситуациях и при поиске экстремума на границах нелинейных ограничений. К недостаткам методов случайного поиска следует отнести их медленную сходимость. Вероятность сходимости стремится к единице, если число точек стремится к бесконечности. При этом характерны большие затраты времени и не всегда достигается цель, поскольку многое зависит от выбора начальной точки поиска. Для выбора области поиска глобального экстремума необходимо предварительное исследование поверхностей отклика целевых функций, а, следовательно, применение упорядоченного перебора.

Наиболее эффективный метод многокритериальной оптимизации технических объектов [114], применимый к рассматриваемой задаче, основан на систематическом просмотре многомерных областей. В качестве точек в пространстве параметров используются равномерно распределенные точки ЛП_τ последовательностей [147]. Этот метод:

- дает наиболее полную информацию о зависимости каждого из критериев оптимизации от различных параметров;
- обладает достаточной вероятностью отыскания глобального оптимума, при наличии локальных экстремумов;
- позволяет вести поиск по многим критериям одновременно, используя при этом одни и те же пробные точки;
- обладает меньшей трудоемкостью в отладке, чем другие методы;
- позволяет организовать диалоговый режим поиска экстремума.

На основе краткого анализа различных методов поиска глобального оптимума в многопараметрических, многокритериальных нелинейных задачах математического программирования можно сделать следующие выводы:

- методы простого перебора для оптимизации БЭГ неприемлемы из-за большого числа варьируемых параметров;
- методы случайного поиска применимы в задачах поиска оптимума по многим критериям, но включают в себя предварительное исследование поверхностей отклика и имеют медленную сходимость;
- наиболее рациональным для решения поставленной задачи является применение метода зондирования пространства параметров точками равномерно распределенной ЛП_τ последовательности.

В последнем методе основу алгоритма поиска оптимального варианта составляет зондирование пространства параметров БЭГ [28]. Поиск состоит из нескольких этапов, последовательность которых отражена на рис. 7.2.

На первом этапе назначаются независимые параметры оптимизации x_i , варьируемые дискретно и непрерывно, и задается область их изменения.

На втором этапе для выбранной комбинации n' дискретных параметров генерируются N пробных точек, равномерно распределенных в пространстве непрерывных параметров $\pi^{n-n'}$.

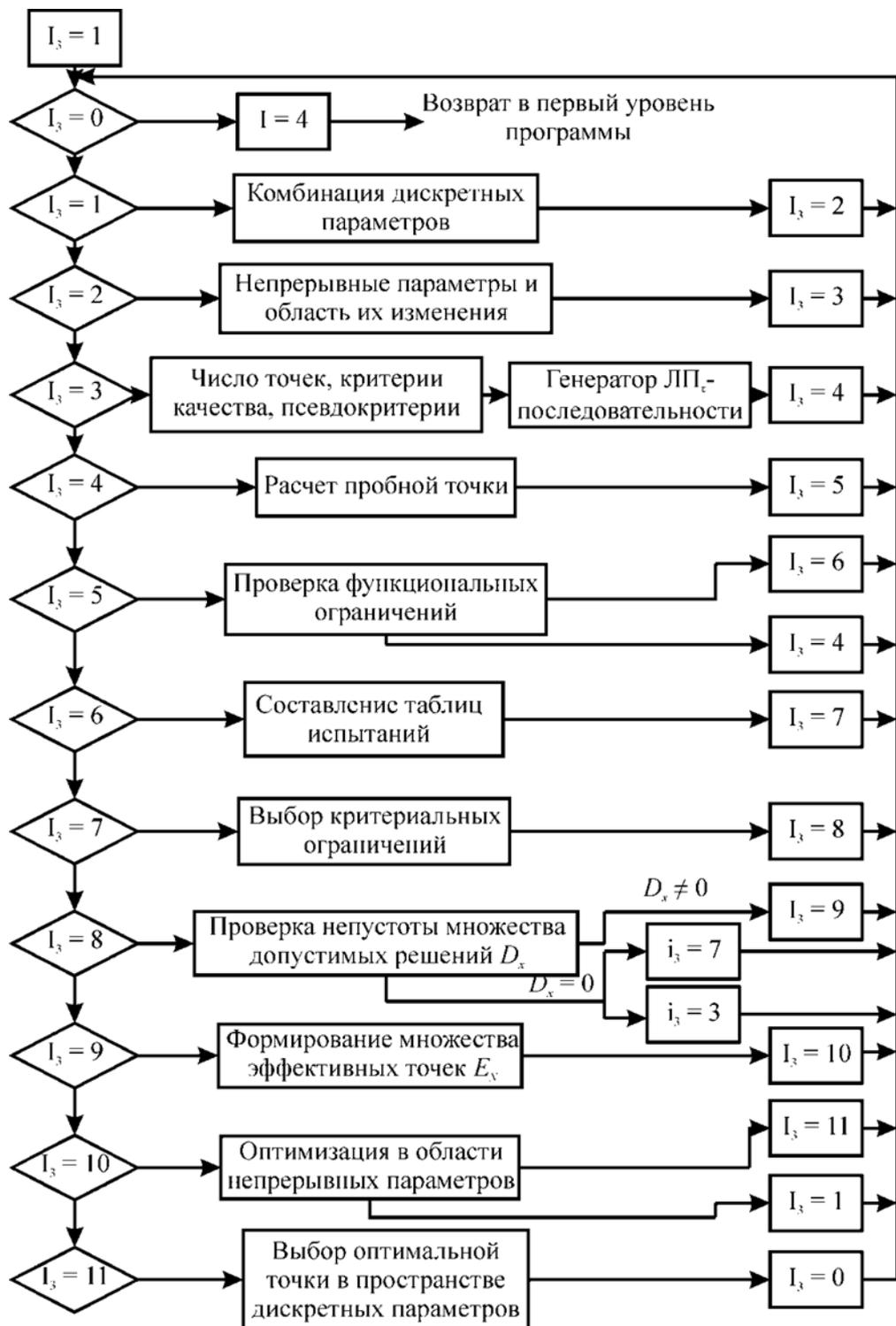


Рисунок 7.2 - Блок схема алгоритма поиска оптимального варианта методом зондирования пространства параметров

Далее, в каждой точке в соответствии с математической моделью рассчитывается БЭГ, и проверяются функциональные ограничения. В результате, текущая точка либо отбрасывается, если ограничения не выполнены, либо в ней вычисляются все критерии качества.

Эта процедура повторяется N раз согласно заранее заданному количеству пробных точек. Результаты расчета представляются в виде таблиц испытаний, в которых значения критериев $\Phi_s(X)$ расположены в порядке возрастания с указанием номеров соответствующих пробных точек

$$\Phi_s(X_1) \leq \Phi_s(X_2) \leq \dots \leq \Phi_s(X_N). \quad (7.7)$$

При этом, наименьшее значение $\Phi_s(X_1)$ в таблице испытаний стремится к $\min_{x \in G} \Phi_s(X)$, а наибольшее - $\Phi_s(X_N)$ к $\max_{x \in G} \Phi_s(X)$. Здесь G - область пространства параметров $\pi^{n-n'}$, отвечающая заданным функциональным ограничениям.

По таблице испытаний можно судить и о плотности распределения значений $\Phi_s(X)$ в области G .

Третий этап - назначение критериальных ограничений. Этот этап выполняется проектировщиком с учетом требований ТЗ и априорной информации, которая имеется у него в области проектирования аналогичных объектов.

На четвертом этапе осуществляется проверка непустоты множества допустимых решений D_x . Фиксируется какой-либо из критериев, например Φ_1 , и просматривается соответствующая ему таблица испытаний, в которой количество точек, удовлетворяющих назначенному критериальному ограничению $\bar{\Phi}_1$ равно l

$$\Phi_1(X_1) \leq \Phi_1(X_2) \leq \dots \leq \Phi_1(X_l) \leq \bar{\Phi}_1. \quad (7.8)$$

Далее, путем просмотра всех критериев в точках X_1, \dots, X_l проверяется, есть ли среди этих точек такие, в которых выполняются одновременно все неравенства

$$\Phi_s(X_i) \leq \bar{\Phi}_s, \quad (s = 1, 2, \dots, V - K - P). \quad (7.9)$$

Если множество допустимых решений непустое, задача имеет решение. В противном случае необходимо вернуться к третьему этапу и несколько снизить критериальные ограничения. Если это невозможно по причинам несогласия пред-

ставителей внешнего проектирования, надо вернуться ко второму этапу и увеличить количество пробных точек N .

После завершения предыдущего этапа переходим к выбору оптимальной точки в пространстве непрерывно-варьируемых параметров.

Основой сравнения двух произвольных точек являются бинарные отношения, причем в алгоритме поиска оптимального варианта БЭГ реализовано бинарное отношение Парето.

В результате проведенного качественного ранжирования проектировщик выбирает из множества эффективных точек одну, которую и принимает за оптимальную.

Весь описанный цикл от генерирования пробных точек до формирования множества эффективных точек повторяется столько раз, сколько имеется комбинаций дискретных параметров. Правилами, обозначенными ранее, определяется единственное решение, которое и принимается за оптимум.

Предлагаемый алгоритм поиска оптимального варианта БЭГ реализован в двух модулях PROGF и KLEY. Модуль PROGF предназначен для генерирования пробных точек, расчета критериев качества в этих точках, предварительной обработки результатов с целью получения таблиц испытаний по каждому критерию. Структурная схема модуля PROGF представлена на рис. 7.3.

Процедура VVOD предназначена для ввода исходной информации с монитора и с промежуточных носителей. При этом оператором вводятся:

1. Дискретные параметры оптимизации БЭГ (число пар полюсов возбуждителя, число фаз силовой обмотки, число зубцов статора, число эффективных проводников в пазу силовой обмотки);
2. Параметры технического задания (номинальная мощность, выпрямленное напряжение, частота вращения ротора, напряжение возбуждения);
3. Обмоточные данные и характеристики материалов (обмоточные коэффициенты обмоток БЭГ, температура окружающей среды, предельно допустимый перегрев, марка используемой электротехнической стали);

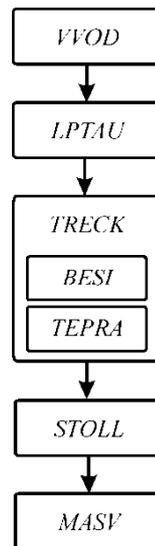


Рисунок 7.3 - Структурная схема модуля PROG

4. Непрерывно варьируемые параметры и область их изменения (линейная нагрузка обмотки якоря генератора, магнитная индукция в воздушном зазоре генератора, плотности токов в обмотках ротора и статора, ширина шлицов пазов ротора и статора, величина воздушного зазора);

5. Количество пробных точек в пространстве непрерывно-варьируемых параметров и число критериев качества.

После старта из файла STIL27 (рис. 6.7) вводится набор данных кривых намагничивания электротехнических сталей и рассчитанные наклоны сплайнов.

При вводе исходной информации вызываются модули PRED и SPL, с помощью которых определяются коэффициенты аппроксимации α и β кривых намагничивания сталей ротора и статора для заданной температуры и частоты перемагничивания. В модуле PRED проверяется, входят ли заданные частота и температура в область интерполяции, в которой рассчитаны наклоны сплайнов, содержащиеся в файле STIL27.

С помощью модуля SPL непосредственно определяются значения коэффициентов аппроксимации сталей статора и ротора.

Модуль LPTAU вычисляет по заданному номеру координаты генерируемых точек $P_t = (p_{t1}, p_{t2}, \dots, p_{tm})$, по которым определяются декартовы координаты управляемых переменных в соответствии с формулой:

$$x_{tj} = x_{Hj} + p_{tj}(x_{Kj} - x_{Hj}), j = 1, 2, \dots, n. \quad (7.10)$$

По точке x_{tj} проверяются ограничения. Если они выполнены, то точка отбрасывается в качестве пробной и по ней вычисляются значения критериев F_i . В противном случае пробная точка отбрасывается.

$$p_{t,j} = \sum_{s=1}^m 2^{-s+1} \left\{ \frac{1}{2} \sum_{l=s}^m [2 \cdot \{t \cdot 2^{-l}\}] \cdot [2 \cdot \{r_j^l \cdot 2^{s-1-l}\}] \right\}, \quad (7.11)$$

где r_j^l - числители направляющих чисел;

l – показатель степени, определяющий количество зондируемых точек

$(N = 2^l)$;

$m = 1 + [\ln t / \ln 2]$;

$[], \{ \}$ – соответственно целая и дробная часть числа.

Вычисление координат точек P_t проводится с помощью матрицы направляющих числителей.

В результате выполнения модуля LPTAU определяются значения варьируемых параметров в пробной точке, и начинается расчет БЭГ, осуществляемый модулем TRECK. Алгоритм расчета подробно описан в параграфе 6.1. Следует добавить, что в модуль TRECK входят модули BESI, предназначенный для расчета магнитных цепей генератора и возбуждителя с учетом их магнитного совмещения в общем магнитопроводе, и TEPRA, реализующий тепловой расчет генератора.

После повторения N раз модулей LPTAU и TRECK формируется массив критериев качества зондируемых точек, в котором точки располагаются в порядке их генерирования.

С помощью последнего модуля STOLL составляются таблицы испытаний по каждому критерию. В таблицах значения критериев располагаются в порядке возрастания с указанием номера пробной точки.

В модуле PROGФ предусмотрено создание выходного файла MASV, содержащего значения критериев качества во всех зондируемых точках. Файл MASV используется для дальнейшей обработки результатов проектирования.

Пакет KLEY состоит из двух модулей DOPT и EFFECT. Входными данными пакета являются критериальные ограничения $\bar{\Phi}_s$, назначаемые проектировщиком при анализе информации, содержащейся в таблицах испытаний и набор данных MASV. Модуль DOPT предназначен для формирования множества допустимых точек. С помощью модуля EFFECT осуществляется отбор эффективных точек. Проверяется, существуют ли среди точек, принадлежащих области D_x точки, которые безусловно хуже базовой. Точки, не улучшаемые по всем критериям одновременно, составляют множество приближенно эффективных точек E_N . При этом используется отношение Парето.

После выбора оптимального варианта бесщеточного генератора с помощью модуля RANAG рассчитываются характеристики БЭГ и исследуются его динамические свойства. В основе модуля RANAG лежит математическая модель БЭГ, разработанная в главе 4. Дифференциальные уравнения БЭГ решаются методом Рунге-Кутты с автоматическим выбором шага. В модуле предусмотрена процедура PLOT печати графиков переходных процессов.

Разработанный программный комплекс позволяет оптимизировать БЭГ по нескольким критериям и осуществить анализ характеристик выбранного оптимального варианта.

7.4. Параметрическая оптимизация БЭГ. Анализ результатов оптимизационного проектирования

Оптимизационное проектирование БЭГ позволяет выяснить влияние независимых параметров на скалярные критерии качества. Полученные при проектировании результаты дают возможность выработки рекомендаций по выбору диапазона изменения независимых переменных, используемых при проектировании, что позволяет значительно сократить время поиска оптимального варианта генератора.

Ниже рассмотрены практические вопросы подготовки исходных данных оптимизации. Приведен пример поиска в области непрерывно-варьируемых параметров. Проведен анализ результатов оптимального проектирования и разработаны рекомендации по выбору исходных значений варьируемых параметров.

В качестве объекта оптимизации выбран БЭГ с интегрированным возбудителем мощностью 0,5 кВт и частотой вращения ротора 12000 об/мин.

7.4.1. Варьируемые параметры и ограничения

Подготовка данных для оптимального проектирования осуществляется с учетом особенностей, изложенных в главе 6.

Число полюсов возбудителя $2p_1$ определяется исходя из того, что частота выходного напряжения f_s не должна превышать по условиям нормальной работы вентилях силового выпрямителя 1000 Гц, то есть $2p_1 = 2$, при этом $f_s = 600$ Гц.

Число фаз выходной обмотки БЭГ, соединенной в звезду принимается равным 3 или 5. В этом случае отсутствуют дополнительные потери и нагрев обмоток токами гармоник кратных соответственно трем и пяти.

При выборе диапазона изменения числа пазов статора $18 \leq Z_s \leq 45$ учитывается возможность размещения разнополюсных, индуктивно несвязанных обмоток и получения ширины зубцов не менее значения, определяемого технологией штамповки.

Линейная нагрузка выходной обмотки БЭГ A_s выбирается в соответствии с рекомендациями для автономных генераторов этого ряда мощностей, уменьшается на 20÷30% с учетом размещения в общих пазах на статоре двух обмоток и варьируется от $5 \cdot 10^3$ до $9 \cdot 10^3$ А/м.

Индукция в воздушном зазоре генератора $B_{\delta 2}$ выбирается в диапазоне 0,3÷0,45 Тл с учетом наличия в машине поля возбудителя с магнитной индукцией $B_{\delta 1}$.

При выборе величины воздушного зазора принимается во внимание обеспечение перегрузочной способности БЭГ и уменьшение МДС возбуждения генератора.

Выбор диапазона варьирования плотности тока в обмотках статора и ротора обусловлен способом охлаждения и учитывает рекомендации, приведенные в работе [86].

Исходные данные для оптимизационного проектирования БЭГ

Таблица 7.1

№	Наименование величины	Усл. обозн.	Ед. изм.	Величина				
Параметры технического задания								
1	Полезная выпрямленная мощность	P_d	кВт	0,5				
2	Частота вращения	n	об/мин	12000				
3	Выпрямленное напряжение	U_d	В	28,5				
4	Число пазов ротора	Z_R		18				
5	Число полюсов возбуждителя	$2p_1$		2				
Дискретно-варьируемые параметры								
6	Число пазов статора	Z_S		18	27	36	30	45
7	Число фаз статора	m_S		3			5	
8	Число фаз ротора	m_R		3				
9	Число эффективных проводников в пазу статора	$u_{пс}$		4,6	6,8	2,4, 6,8	4,6, 8,10	4,6
Непрерывно-варьируемые параметры								
10	Индукция в воздушном зазоре генератора	$B_{\delta 2}$	Тл	0,3÷0,45				
11	Линейная нагрузка обмотки статора	A_S	А/м	$5 \cdot 10^3 \div 9 \cdot 10^3$				
12	Воздушный	δ	м	$2,0 \cdot 10^{-4} \div 3,0 \cdot 10^{-4}$				

	зазор			
12	Плотность тока в обмотках ротора и статора	j_R, j_S	А/м ²	$5 \cdot 10^6 \div 11 \cdot 10^6$
13	Ширина шлица пазов ротора и статора	$b_{шR}, b_{шS}$	м	$1,5 \cdot 10^{-3} \div 2,5 \cdot 10^{-3}$

В число независимых параметров включены величины шлицов пазов статора и ротора. Это обусловлено их существенным влиянием на выходные характеристики БЭГ и величину добавочных потерь. При этом полагается, что $1,5 \cdot 10^{-3} \leq b_{шS}, b_{шR} \leq 2,5 \cdot 10^{-3}$ м.

В качестве ограничений выбраны: максимально допустимая температура перегрева обмотки ротора; минимально допустимая ширина зубцов, которая по условиям технологии изготовления магнитопровода БЭГ должны быть не менее 1,5 мм.

7.4.2. Реализация Парето-оптимального поиска в пространстве непрерывных параметров

Рассмотрим процедуру оптимального поиска в пространстве непрерывно-варьируемых параметров на примере. При этом в качестве численных значений дискретных параметров оптимизации приняты следующие: $2p_1=2$; $Z_R=18$; $Z_S=36$; $m_R=3$; $m_S=3$; $u_{шS}=4$. Марка стали магнитопроводов статора и ротора - 1411, толщина стали 0,35 мм. Температура окружающей среды 50°C, допустимый перегрев 130°C.

В пространстве параметров $\pi^{n-n'}$ было сгенерировано $N = 256$ точек и получены таблицы испытаний по каждому из критериев качества, приведенных в табл. 7.2. В табл. 7.3 приведен фрагмент таблиц испытаний для ранее указанной комбинации дискретных параметров.

Критерии оптимизации

Таблица 7.2

Обозначения критериев качества	Наименование критериев качества
Φ_1	мощность возбуждения возбудителя, P_f , Вт
Φ_2	величина обратная КПД, $\frac{1}{\eta}$
Φ_3	масса M , кг
Φ_4	коэффициент пульсаций выпрямленного напряжения, $K_{\text{пуль}}$
Φ_5	коэффициент использования, $K_{\text{И}}$
Φ_6	интегральная оценка по управляющему воздействию, P_y
Φ_7	интегральная оценка по возмущающему воздействию, P_B

В качестве ограничений были выбраны следующие значения критериев оптимизации:

$$\bar{\Phi}_1 = 40,00; \bar{\Phi}_2 = 1,7; \bar{\Phi}_3 = 6,0; \bar{\Phi}_4 = 10,00;$$
$$\bar{\Phi}_5 = 1,25; \bar{\Phi}_6 = 0,9 \cdot 10^{-2}; \bar{\Phi}_7 = 0,6 \cdot 10^{-3}.$$

Затем было сформировано множество допустимых точек D_x , т.е. точек, которые удовлетворяют всем критериальным ограничениям.

Далее, с помощью отношения Парето были отброшены так называемые безусловно худшие точки и получено множество приближенно эффективных точек E_N , в которых невозможно улучшение всех критериев качества одновременно. При этом в множестве E_N оказалось 20 точек.

Фрагмент таблицы испытаний

Таблица 7.3

	t	Φ_1	t	Φ_2	t	Φ_3	t	Φ_4	t	Φ_5
1	79	19,89	67	1,391	59	4,252	238	9,50	25	1,146
2	25	20,02	233	1,396	247	4,304	153	9,50	158	1,148
3	227	20,90	79	1,401	127	4,328	119	9,51	227	1,151
4	43	20,96	229	1,408	107	4,340	105	9,51	185	1,152
5	158	20,97	181	1,411	93	4,401	170	9,52	62	1,153
6	179	21,01	223	1,414	167	4,402	85	9,53	73	1,157
7	181	21,15	31	1,415	7	4,411	187	9,53	100	1,158
8	67	21,27	227	1,428	47	4,441	185	9,54	206	1,159
9	21	21,28	139	1,428	55	4,449	90	9,54	110	1,160
10	209	21,62	127	1,429	223	4,532	27	9,54	67	1,160
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
200	9	42,37	153	1,634	108	7,328	53	9,81	150	1,229
201	26	42,52	15	1,635	99	7,375	7	9,81	20	1,230
202	186	42,72	238	1,637	210	7,400	28	9,81	205	1,231
203	89	42,75	18	1,637	12	7,438	248	9,81	235	1,232

Продолжение таблицы 7.3

	t	Φ_6	t	Φ_7
1	32	$0,349 \cdot 10^{-2}$	68	$0,164 \cdot 10^{-3}$
2	64	$0,3566 \cdot 10^{-2}$	27	$0,171 \cdot 10^{-3}$
3	176	$0,3573 \cdot 10^{-2}$	170	$0,174 \cdot 10^{-3}$
4	128	$0,3690 \cdot 10^{-2}$	216	$0,176 \cdot 10^{-3}$
5	76	$0,3717 \cdot 10^{-2}$	54	$0,176 \cdot 10^{-3}$
6	234	$0,3752 \cdot 10^{-2}$	106	$0,180 \cdot 10^{-3}$
7	188	$0,3756 \cdot 10^{-2}$	212	$0,180 \cdot 10^{-3}$
8	230	$0,3896 \cdot 10^{-2}$	156	$0,181 \cdot 10^{-3}$
9	97	$0,3941 \cdot 10^{-2}$	12	$0,181 \cdot 10^{-3}$
10	208	$0,3979 \cdot 10^{-2}$	166	$0,181 \cdot 10^{-3}$
-	-	-	-	-
200	204	$0,819 \cdot 10^{-2}$	43	$0,303 \cdot 10^{-3}$
201	101	$0,821 \cdot 10^{-2}$	255	$0,303 \cdot 10^{-3}$
202	153	$0,823 \cdot 10^{-2}$	63	$0,304 \cdot 10^{-3}$
203	150	$0,824 \cdot 10^{-2}$	99	$0,304 \cdot 10^{-3}$

В табл. 7.4 представлены значения критериев качества эффективных точек, а в табл. 7.5 - значения непрерывных варьируемых параметров в этих точках.

Критерии качества в эффективных точках

Таблица 7.4

t	Φ_1	Φ_2	Φ_3	Φ_4	Φ_5	Φ_6	Φ_7
2	28,73	1,531	5,943	9,80	1,177	$0,685 \cdot 10^{-2}$	$0,261 \cdot 10^{-3}$
38	36,96	1,487	5,658	9,80	1,199	$0,572 \cdot 10^{-2}$	$0,193 \cdot 10^{-3}$
42	33,97	1,488	5,275	9,80	1,184	$0,561 \cdot 10^{-2}$	$0,219 \cdot 10^{-3}$
49	37,83	1,472	5,059	9,76	1,214	$0,591 \cdot 10^{-2}$	$0,190 \cdot 10^{-3}$
62	23,07	1,432	5,491	9,82	1,153	$0,756 \cdot 10^{-2}$	$0,254 \cdot 10^{-3}$
82	32,21	1,543	5,556	9,81	1,173	$0,522 \cdot 10^{-2}$	$0,338 \cdot 10^{-3}$
110	26,18	1,442	5,299	9,81	1,160	$0,665 \cdot 10^{-2}$	$0,254 \cdot 10^{-3}$
113	23,60	1,444	5,947	9,76	1,172	$0,847 \cdot 10^{-2}$	$0,217 \cdot 10^{-3}$
124	35,72	1,577	5,797	9,80	1,196	$0,551 \cdot 10^{-2}$	$0,284 \cdot 10^{-3}$
146	23,39	1,521	5,993	9,80	1,162	$0,779 \cdot 10^{-2}$	$0,301 \cdot 10^{-3}$
158	20,97	1,460	5,372	9,82	1,148	$0,888 \cdot 10^{-2}$	$0,280 \cdot 10^{-3}$
162	32,63	1,497	5,697	9,78	1,164	$0,491 \cdot 10^{-2}$	$0,299 \cdot 10^{-3}$
174	27,29	1,459	5,640	9,81	1,173	$0,654 \cdot 10^{-2}$	$0,248 \cdot 10^{-3}$
181	21,15	1,411	5,483	9,79	1,160	$0,866 \cdot 10^{-2}$	$0,255 \cdot 10^{-3}$
182	39,96	1,501	5,212	9,82	1,203	$0,460 \cdot 10^{-2}$	$0,233 \cdot 10^{-3}$
206	25,08	1,476	5,520	9,82	1,159	$0,666 \cdot 10^{-2}$	$0,314 \cdot 10^{-3}$
229	23,73	1,408	5,220	9,78	1,167	$0,805 \cdot 10^{-2}$	$0,221 \cdot 10^{-3}$
233	25,18	1,396	5,107	9,80	1,167	$0,750 \cdot 10^{-2}$	$0,204 \cdot 10^{-3}$
242	32,64	1,479	5,689	9,80	1,186	$0,616 \cdot 10^{-2}$	$0,192 \cdot 10^{-3}$
254	29,89	1,469	5,703	9,69	1,197	$0,793 \cdot 10^{-2}$	$0,189 \cdot 10^{-3}$

Варьируемые параметры эффективных точек

Таблица 7.5

t	$X_1(A_s)$	$X_2(B_{\delta 2})$	$X_3(\delta)$	$X_4(b_{us})$	$X_5(b_{ur})$	$X_6(j_R)$	$X_7(j_s)$
2	$0,6 \cdot 10^4$	0,225	$0,25 \cdot 10^{-3}$	$0,200 \cdot 10^{-2}$	$0,200 \cdot 10^{-2}$	$0,80 \cdot 10^7$	$0,80 \cdot 10^7$
38	$0,6563 \cdot 10^4$	0,251	$0,23 \cdot 10^{-3}$	$0,205 \cdot 10^{-2}$	$0,167 \cdot 10^{-2}$	$0,52 \cdot 10^7$	$0,86 \cdot 10^7$
42	$0,6313 \cdot 10^4$	0,298	$0,20 \cdot 10^{-3}$	$0,173 \cdot 10^{-2}$	$0,223 \cdot 10^{-2}$	$0,64 \cdot 10^7$	$0,82 \cdot 10^7$
49	$0,7188 \cdot 10^4$	0,265	$0,21 \cdot 10^{-3}$	$0,158 \cdot 10^{-2}$	$0,170 \cdot 10^{-2}$	$0,58 \cdot 10^7$	$0,95 \cdot 10^7$
62	$0,6938 \cdot 10^4$	0,274	$0,25 \cdot 10^{-3}$	$0,239 \cdot 10^{-2}$	$0,189 \cdot 10^{-2}$	$0,69 \cdot 10^7$	$0,54 \cdot 10^7$
82	$0,6156 \cdot 10^4$	0,282	$0,26 \cdot 10^{-3}$	$0,210 \cdot 10^{-2}$	$0,226 \cdot 10^{-2}$	$0,93 \cdot 10^7$	$0,73 \cdot 10^7$
110	$0,6844 \cdot 10^4$	0,294	$0,23 \cdot 10^{-3}$	$0,224 \cdot 10^{-2}$	$0,24 \cdot 10^{-2}$	$0,60 \cdot 10^7$	$0,62 \cdot 10^7$
113	$0,7219 \cdot 10^4$	0,214	$0,26 \cdot 10^{-3}$	$0,196 \cdot 10^{-2}$	$0,230 \cdot 10^{-2}$	$0,55 \cdot 10^7$	$0,57 \cdot 10^7$
124	$0,5969 \cdot 10^4$	0,261	$0,22 \cdot 10^{-3}$	$0,177 \cdot 10^{-2}$	$0,237 \cdot 10^{-2}$	$0,88 \cdot 10^7$	$0,88 \cdot 10^7$
146	$0,6141 \cdot 10^4$	0,257	$0,24 \cdot 10^{-3}$	$0,192 \cdot 10^{-2}$	$0,221 \cdot 10^{-2}$	$0,99 \cdot 10^7$	$0,54 \cdot 10^7$
158	$0,6891 \cdot 10^4$	0,285	$0,22 \cdot 10^{-3}$	$0,236 \cdot 10^{-2}$	$0,164 \cdot 10^{-2}$	$0,10 \cdot 10^7$	$0,51 \cdot 10^7$

162	$0,6078 \cdot 10^4$	0,292	$0,29 \cdot 10^{-3}$	$0,250 \cdot 10^{-2}$	$0,150 \cdot 10^{-2}$	$0,77 \cdot 10^7$	$0,69 \cdot 10^7$
174	$0,6828 \cdot 10^4$	0,246	$0,26 \cdot 10^{-3}$	$0,181 \cdot 10^{-2}$	$0,207 \cdot 10^{-2}$	$0,66 \cdot 10^7$	$0,65 \cdot 10^7$
181	$0,7703 \cdot 10^4$	0,241	$0,27 \cdot 10^{-3}$	$0,190 \cdot 10^{-2}$	$0,160 \cdot 10^{-2}$	$0,71 \cdot 10^7$	$0,52 \cdot 10^7$
182	$0,6703 \cdot 10^4$	0,278	$0,24 \cdot 10^{-3}$	$0,165 \cdot 10^{-2}$	$0,235 \cdot 10^{-2}$	$0,56 \cdot 10^7$	$0,97 \cdot 10^7$
206	$0,6797 \cdot 10^4$	0,265	$0,28 \cdot 10^{-3}$	$0,200 \cdot 10^{-2}$	$0,215 \cdot 10^{-2}$	$0,86 \cdot 10^7$	$0,59 \cdot 10^7$
229	$0,7609 \cdot 10^4$	0,258	$0,23 \cdot 10^{-3}$	$0,174 \cdot 10^{-2}$	$0,211 \cdot 10^{-2}$	$0,59 \cdot 10^7$	$0,60 \cdot 10^7$
233	$0,7359 \cdot 10^4$	0,287	$0,20 \cdot 10^{-3}$	$0,205 \cdot 10^{-2}$	$0,154 \cdot 10^{-2}$	$0,55 \cdot 10^7$	$0,63 \cdot 10^7$
242	$0,6234 \cdot 10^4$	0,272	$0,20 \cdot 10^{-3}$	$0,214 \cdot 10^{-2}$	$0,201 \cdot 10^{-2}$	$0,53 \cdot 10^7$	$0,77 \cdot 10^7$
254	$0,6984 \cdot 10^4$	0,226	$0,22 \cdot 10^{-3}$	$0,158 \cdot 10^{-2}$	$0,157 \cdot 10^{-2}$	$0,64 \cdot 10^7$	$0,73 \cdot 10^7$

В процессе решения задачи оптимизации было проведено ранжирование критериев качества по важности.

Решено, что в порядке уменьшения важности критерии располагаются следующим образом: $\Phi_3, \Phi_2, \Phi_1, \Phi_6, \Phi_7, \Phi_4, \Phi_5$.

Анализируя результаты, представленные в табл. 7.4, можно заметить, что с учетом ранга критериев точка 233 предпочтительнее других. При этом масса БЭГ только в 1,009 раз больше абсолютного минимума (точка 49), а КПД совпадает с абсолютным максимумом. Динамические критерии в этой точке удовлетворяют критериальным ограничениям, а значения параметров оптимизации достаточно далеки от границ гиперпараллелепипеда.

На рис. 7.4-7.6 показаны зависимости массы, КПД, мощности возбуждения множества допустимых и эффективных точек в пространстве параметров A_S (линейная нагрузка якоря генератора) и $B_{\delta 2}$ (магнитная индукция в зазоре генератора).

С целью улучшения критериев был проведен дополнительный поиск в окрестностях точки 233. Заметного выигрыша при этом не наблюдалось и точка 233 принята за оптимальную.

В соответствии с данными табл. 7.5. была проведена параметрическая оптимизация при первоначально заданном наборе дискретных параметров с различным числом эффективных проводников в пазу обмотки якоря БЭГ.

При числе эффективных проводников обмотки якоря генератора в пазу $u_{нс}=2$, что соответствует числу витков в фазе $w_S=12$, четко прослеживается общая

тенденция к необходимости повышения электромагнитных нагрузок для обеспечения заданных параметров ТЗ и, как следствие, утяжеление теплового режима.

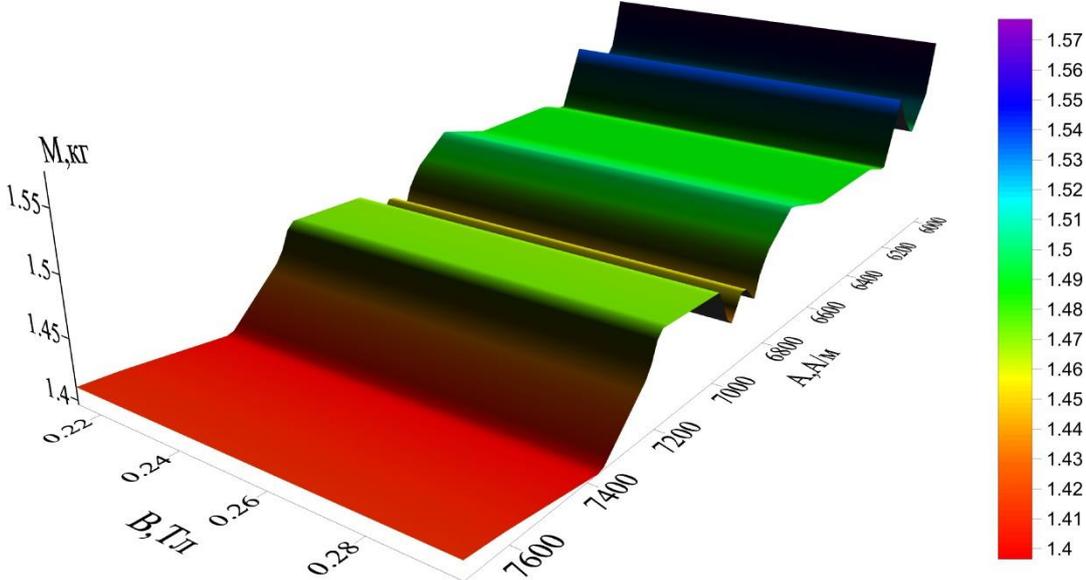


Рисунок 7.4 - Масса БЭГ

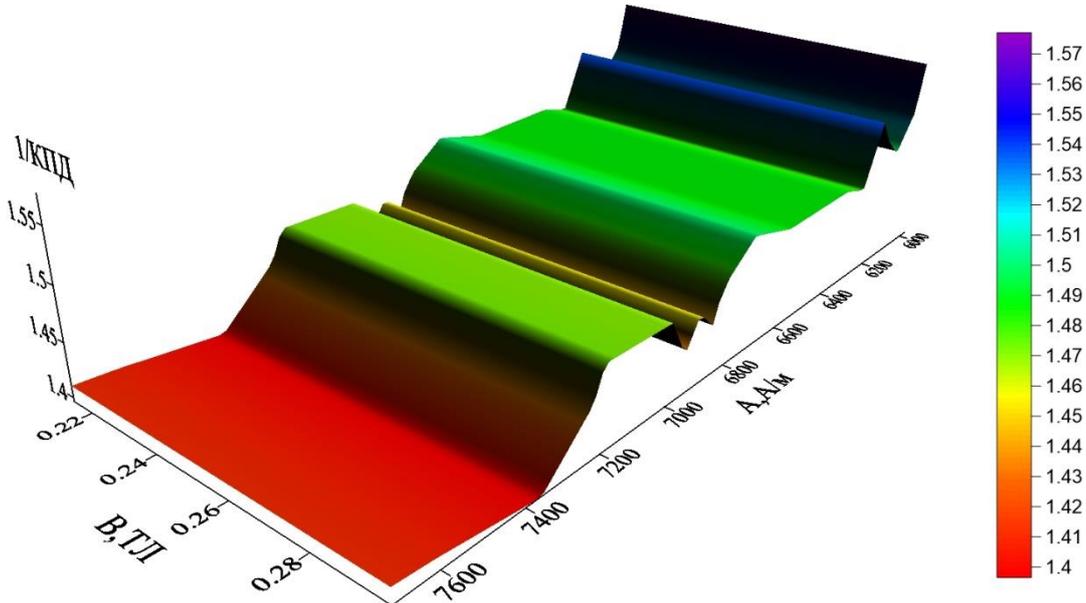


Рисунок 7.5 - КПД БЭГ

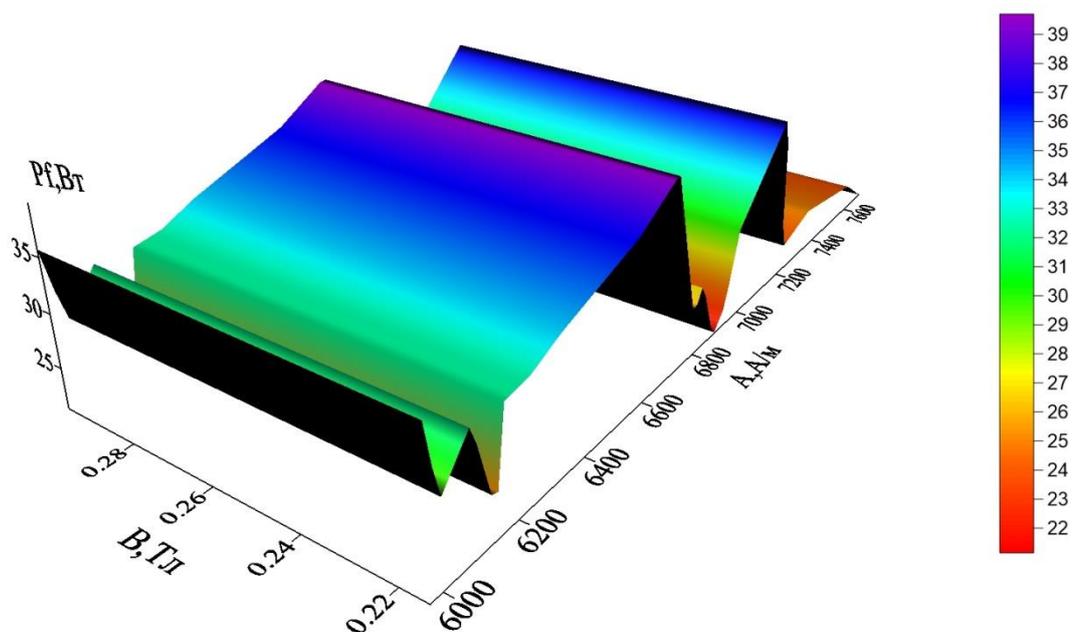


Рисунок 7.6 - Мощность возбуждения БЭГ

При этом ни в одном из рассчитанных вариантов не выдержаны тепловые ограничения. Как показывает таблица испытаний для этого случая масса БЭГ в среднем на 25÷30% выше аналогичных показателей при $u_{нс}=4$ ($w_s=24$), а КПД ниже на 5÷10%.

В случае $u_{нс}=6$ ($w_s=36$) среднестатистические показатели по большинству таблиц испытаний также хуже, чем при $u_{нс}=4$. Здесь за оптимальную точку может быть принята точка, в которой показатели качества имеют следующие значения: $\Phi_1=39,17$; $\Phi_2=1,531$; $\Phi_3=5,650$; $\Phi_4=9,75$; $\Phi_5=1,254$; $\Phi_6=0,7498 \cdot 10^{-2}$; $\Phi_7=0,194 \cdot 10^{-3}$.

Как видно из сравнения показателей оптимального варианта по табл. 7.5 с полученными в данном случае, точка 233 предпочтительнее по всем критериям качества, кроме Φ_5 и Φ_6 . Масса здесь меньше в 1,106 раз, КПД больше в 1,095 раза, мощность возбуждения ниже в 1,56 раза.

7.4.3. Анализ результатов поиска оптимума

В соответствии с табл. 7.1 и согласно алгоритму, описанному в предыдущем параграфе, был проведен оптимальный поиск в пространстве дискретно-

изменяющихся параметров. Вариации в процессе поиска подлежали следующие дискретно изменяющиеся параметры оптимизации: число пазов статора z_S , число фаз обмотки якоря генератора m_S , число эффективных проводников обмотки якоря в пазу $u_{пС}$. Оценка вариантов осуществлялась по нескольким критериям одновременно. В табл. 7.6 приведены значения критериев качества в оптимальных по Парето точках для каждого набора дискретных параметров, а в табл. 7.7 значения варьируемых параметров в этих точках.

Критерии качества оптимальных по Парето точек

Таблица 7.6

№№ п.п.	Дискретные параметры			Критерии качества						
	m_S	Z_S	$u_{пС}$	Φ_1	Φ_2	Φ_3	Φ_4	Φ_5	Φ_6	Φ_7
1	3	18	6	19,29	1,396	5,811	9,72	1,138	$0,837 \cdot 10^{-2}$	$0,263 \cdot 10^{-3}$
2	3	18	8	29,59	1,441	5,222	9,55	1,211	$0,736 \cdot 10^{-2}$	$0,195 \cdot 10^{-3}$
3	3	27	4	19,35	1,397	5,797	9,61	1,131	$0,809 \cdot 10^{-2}$	$0,272 \cdot 10^{-3}$
4	3	27	6	24,44	1,410	4,866	9,57	1,186	$0,867 \cdot 10^{-2}$	$0,221 \cdot 10^{-3}$
5	3	36	4	25,18	1,396	5,107	9,80	1,167	$0,750 \cdot 10^{-2}$	$0,204 \cdot 10^{-3}$
6	3	36	6	39,17	1,531	5,650	9,72	1,254	$0,749 \cdot 10^{-2}$	$0,194 \cdot 10^{-3}$
7	5	30	4	16,22	1,401	6,457	4,18	1,276	$0,898 \cdot 10^{-2}$	$0,258 \cdot 10^{-3}$
8	5	30	6	22,68	1,438	5,634	6,40	1,305	$0,718 \cdot 10^{-2}$	$0,256 \cdot 10^{-3}$
9	5	30	8	25,76	1,467	5,545	9,48	1,401	$0,899 \cdot 10^{-2}$	$0,211 \cdot 10^{-3}$
10	5	30	10	37,28	1,551	6,196	8,93	1,495	$0,788 \cdot 10^{-2}$	$0,205 \cdot 10^{-3}$
11	5	45	4	29,89	1,491	5,585	6,84	1,325	$0,585 \cdot 10^{-2}$	$0,231 \cdot 10^{-3}$
12	5	45	6	30,14	1,520	5,783	9,21	1,447	$0,843 \cdot 10^{-2}$	$0,213 \cdot 10^{-3}$

Анализируя таблицу испытаний (табл. 7.6) по каждому из критериев, можно заметить, что точки 6, 10, 12 не принадлежат множеству эффективных точек E_N , т.е. имеются другие варианты, в которых значения большинства критериев качества лучше. Из оставшихся девяти точек, входящих в множество E_N , наиболее предпочтительной является точка 5, которая и принята за оптимальную.

Значения варьируемых параметров в Парето - оптимальных точках

Таблица 7.7

№ пп	X_1	X_2	X_3	X_4	X_5	X_6	X_7
1	$0,568 \cdot 10^4$	0,284	$0,248 \cdot 10^{-3}$	$0,195 \cdot 10^{-2}$	$0,158 \cdot 10^{-2}$	$0,809 \cdot 10^7$	$0,584 \cdot 10^7$
2	$0,746 \cdot 10^4$	0,243	$0,216 \cdot 10^{-3}$	$0,165 \cdot 10^{-2}$	$0,249 \cdot 10^{-2}$	$0,514 \cdot 10^7$	$0,758 \cdot 10^7$
3	$0,568 \cdot 10^4$	0,284	$0,248 \cdot 10^{-3}$	$0,195 \cdot 10^{-2}$	$0,158 \cdot 10^{-2}$	$0,809 \cdot 10^7$	$0,584 \cdot 10^7$
4	$0,803 \cdot 10^4$	0,287	$0,227 \cdot 10^{-3}$	$0,201 \cdot 10^{-2}$	$0,177 \cdot 10^{-2}$	$0,767 \cdot 10^7$	$0,561 \cdot 10^7$
5	$0,735 \cdot 10^4$	0,287	$0,205 \cdot 10^{-3}$	$0,205 \cdot 10^{-2}$	$0,154 \cdot 10^{-2}$	$0,554 \cdot 10^7$	$0,638 \cdot 10^7$
6	$0,887 \cdot 10^4$	0,239	$0,297 \cdot 10^{-3}$	$0,228 \cdot 10^{-2}$	$0,166 \cdot 10^{-2}$	$0,631 \cdot 10^7$	$0,594 \cdot 10^7$
7	$0,609 \cdot 10^4$	0,247	$0,220 \cdot 10^{-3}$	$0,155 \cdot 10^{-2}$	$0,196 \cdot 10^{-2}$	$0,570 \cdot 10^7$	$0,589 \cdot 10^7$
8	$0,684 \cdot 10^4$	0,294	$0,238 \cdot 10^{-3}$	$0,224 \cdot 10^{-2}$	$0,240 \cdot 10^{-2}$	$0,608 \cdot 10^7$	$0,627 \cdot 10^7$
9	$0,803 \cdot 10^4$	0,287	$0,227 \cdot 10^{-3}$	$0,201 \cdot 10^{-2}$	$0,177 \cdot 10^{-2}$	$0,767 \cdot 10^7$	$0,561 \cdot 10^7$
10	$0,887 \cdot 10^4$	0,239	$0,297 \cdot 10^{-3}$	$0,228 \cdot 10^{-2}$	$0,166 \cdot 10^{-2}$	$0,631 \cdot 10^7$	$0,594 \cdot 10^7$
11	$0,631 \cdot 10^4$	0,298	$0,202 \cdot 10^{-3}$	$0,173 \cdot 10^{-2}$	$0,223 \cdot 10^{-2}$	$0,641 \cdot 10^7$	$0,828 \cdot 10^7$
12	$0,803 \cdot 10^4$	0,287	$0,227 \cdot 10^{-3}$	$0,201 \cdot 10^{-2}$	$0,177 \cdot 10^{-2}$	$0,767 \cdot 10^7$	$0,561 \cdot 10^7$

На рис. 7.7 представлена дискретная зависимость массы БЭГ от номера генерируемой точки в пространстве параметров. График построен при значениях $z_S = 36$, $m_S = 3$, $u_{пс} = 4$, $u_{нс} = 6$.

Анализируя вид этой зависимости, можно заметить, что налицо тенденция снижения массы при уменьшении числа эффективных проводников в пазу обмотки якоря БЭГ. Однако в этом случае становится более тяжелым тепловой режим и многие варианты отбраковываются. При $u_{нс} = 6$ из 256 равномерно распределенных в пространстве параметров точек, 190 удовлетворяют температурным ограничениям, при $u_{нс} = 4$ только 91 точка, а при $u_{нс} = 2$ всего лишь 2 точки.

Аналогичная картина наблюдается и в распределении значений КПД (рис. 7.8). Нетрудно заметить, что при переходе к обмотке якоря с числом $u_{нс} = 6$, КПД в среднем уменьшается на 15%, что объясняется существенным возрастанием потерь в обмотке якоря при увеличении числа витков.

Полученные в ходе зондирования пространства π^n таблицы испытаний позволяют приближенно оценивать абсолютный минимум каждого из критериев ка-

чества. Эти данные также определяют некоторые функциональные закономерности оптимальных критериев качества в области дискретно-варьируемых параметров

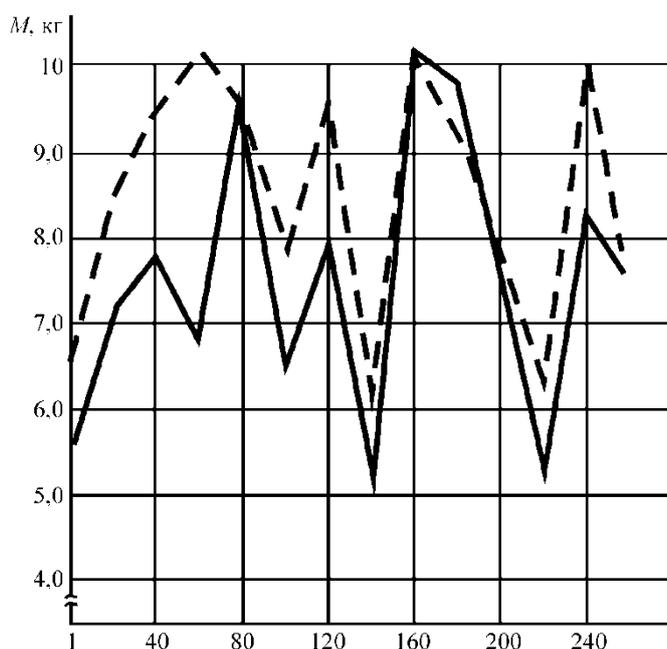


Рисунок 7.7 - Зависимость массы БЭГ от номера генерируемой в пространстве параметров точки — $u_{ns} = 4$; - - - $u_{ns} = 6$

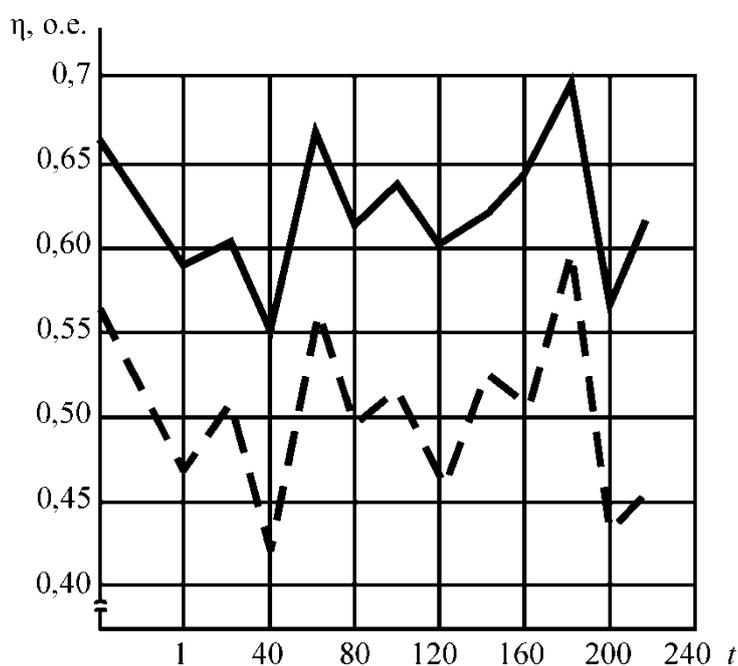


Рисунок 7.8 - Зависимость КПД от номера генерируемой в пространстве параметров точки — $u_{ns} = 4$; - - - $u_{ns} = 6$.

ров, например, их зависимость от числа витков и фаз обмотки якоря БЭГ.

На рис. 7.9 приведены зависимости оптимальной массы БЭГ от числа эффективных проводников обмотки якоря в пазу для двух сочетаний дискретных параметров оптимизации: $z_S=30; m_S=5$ и $z_S=36; m_S=3$. Данные характеристики показывают, что масса БЭГ в целом меньше при выполнении обмотки якоря трехфазной. Зависимости $M_{\text{опт}}=f(u_{\text{пс}})$ носят экстремальный характер. Минимум массы с ростом числа фаз смещается в сторону увеличения числа витков и наблюдается в области $u_{\text{пс}}=6$ при $m_S=3$ и $u_{\text{пс}}=8$ при $m_S=5$.

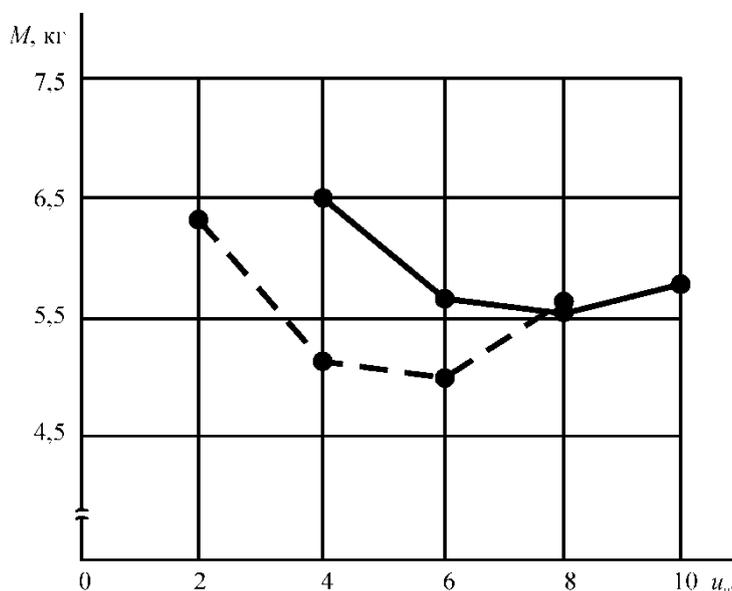


Рисунок 7.9 - Зависимости оптимальной массы от числа эффективных проводников в пазу якоря:

———— $z_S = 30, m_S = 5$; - - - $z_S = 36, m_S = 3$.

На рис. 7.10 показаны аналогичные зависимости для КПД. В этом случае характер графиков иной. При $m_S=5$ зависимость имеет монотонный вид и совпадает с общей тенденцией к падению КПД при увеличении числа витков. В случае $m_S=3$, имеет место экстремум, как и в зависимостях для массы, но не при $u_{\text{пс}}=6$, а при $u_{\text{пс}}=4$.

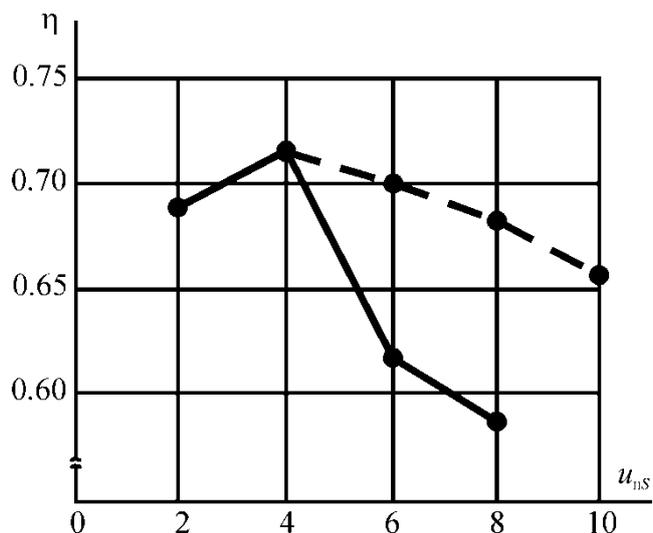


Рисунок 7.10 - Зависимости КПД от числа эффективных проводников в пазу якоря: — $z_s = 36, m_s = 3$; - - - $z_s = 34, m_s = 5$.

При анализе такого критерия как мощность возбуждения (рис. 7.11) установлено, что при увеличении числа витков мощность возбуждения резко возрастает (на 60% при переходе от $u_{нс}=4$ к $u_{нс}=6$ для $m_s=3$). Для пятифазной обмотки якоря значения мощности возбуждения в среднем в 1,4 раза ниже, чем при выполнении якоря трехфазным.

С целью выявления вариаций удельной активной массы БЭГ (количество массы на киловатт полезной мощности) для всех наборов дискретно-изменяющихся параметров были определены значения минимума массы и проведено их сравнение с абсолютным минимумом. В табл. 7.8 приведены значения оптимальной удельной массы для каждого набора дискретно-изменяющихся параметров и относительные величины по сравнению с абсолютным минимумом.

Абсолютный минимум массы наблюдается при $m_s=3, z_s=27, u_{нс}=6$. В этом случае удельная активная масса составляет 4,87 кг/кВт, что находится на уровне классических генераторов автономных энергетических установок подобной мощности.

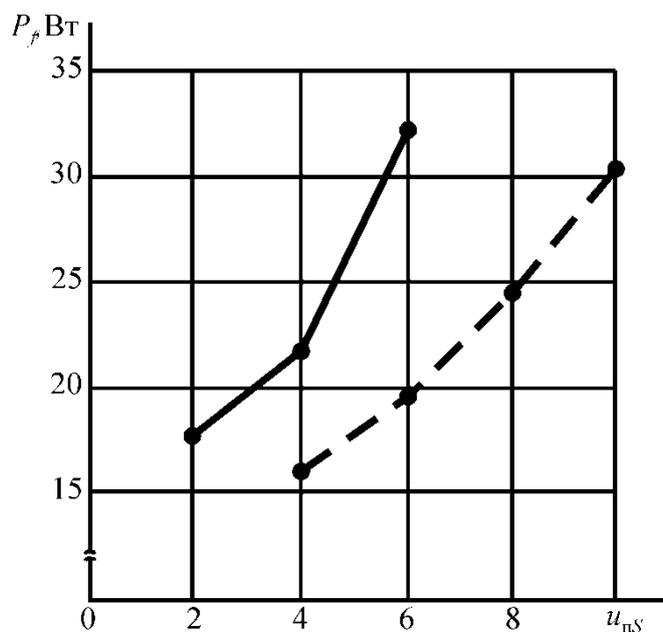


Рисунок 7.11 - Зависимость мощности возбуждения БЭГ от числа эффективных проводников в пазу якоря:

— $z_s = 36, m_s = 3$; - - - $z_s = 30, m_s = 5$.

Оптимальные значения удельной активной массы БЭГ

Таблица 7.8

Параметры обмотки якоря			Масса БЭГ	
m_s	z_s	w_s	m , кг/кВт	m/m_{opt}
3	18	18	5,623	1,156
		24	5,044	1,037
	36	27	5,637	1,158
		12	5,873	1,207
		24	5,059	1,039
		36	4,985	1,024
5	30	48	5,501	1,130
		12	6,457	1,327
		18	5,602	1,151
	45	24	5,502	1,131
		18	5,585	1,148
		27	5,692	1,170

Табл. 7.8 также иллюстрирует, что применение пятифазной обмотки якоря ухудшает массогабаритные показатели на 13÷32% в зависимости от числа витков этой обмотки.

Для выявления закономерностей распределения критериев качества БЭГ в зависимости от марки используемой стали был проведен ЛП_τ - поиск в области дискретно-варьируемых параметров с применением кобальтовой стали 49КФ2-ВИ. При анализе результатов поиска установлено:

- удельная масса оптимальных вариантов в среднем на 15% меньше аналогичных показателей в табл. 7.8. Это объясняется возможностью увеличения магнитной индукции и в возбудителе, и в генераторе при более высокой магнитной проницаемости стали 49КФ2-ВИ по сравнению с электротехнической сталью 1411;

- КПД возрастает примерно на 8% за счет сокращения потерь в стали на гистерезис;

- применяемая марка стали практически не оказывает влияния на величину мощности возбуждения, коэффициент использования БЭГ, пульсации и динамические характеристики.

Таким образом, использование в процессе проектирования программно-оптимизационного комплекса позволяет определить диапазон изменения как дискретных, так и непрерывных параметров оптимизации, при которых наиболее вероятно получение оптимального по Парето варианта БЭГ.

В результате проведенных исследований установлено, что для приведенного примера оптимальные по массе варианты БЭГ находятся в области дискретных параметров: $m_S=3$; $u_{nS}=4$; $u_{nS}=6$. В этой же области находится и оптимальный по Парето вариант.

Величина индукции в воздушном зазоре генератора должна выбираться в диапазоне 0,28÷0,3 Тл в случае применения стали 1411, и в диапазоне 0,31÷0,34 Тл при использовании стали 49КФ2-ВИ.

Линейная нагрузка обмотки якоря на 15÷18% оказывается ниже рекомендуемых значений линейных нагрузок для автономных генераторов соизмеримой

мощности и составляет $7 \cdot 10^3 \div 8 \cdot 10^3$ А/М, при этом оптимальная линейная нагрузка $A_S = 7,4 \cdot 10^3$ А/М.

Величина воздушного зазора составляет $0,2 \div 0,22$ мм.

Значения плотностей токов в обмотках статора и ротора не одинаковы. Плотность тока в обмотке ротора составляет у оптимального варианта $5,5 \cdot 10^6$ А/м², что на 15% ниже плотности тока в обмотках статора. Увеличение плотности тока выше $8 \cdot 10^6$ А/м² практически во всех вариантах ведет к перегреву обмотки ротора выше допустимого.

Оптимальная величина открытия пазов ротора и статора составляет 2 и 1,5 мм соответственно.

7.5. Выводы по седьмой главе

1. На основе проведенного анализа процедур решения многоцелевых задач оптимизации бесщеточных генераторов малой и средней мощности для автономных объектов было установлено, что метод зондирования пространства параметров точками равномерно распределенной $ЛП\tau$ последовательности обладает достаточной вероятностью нахождения глобального оптимума при поиске по многим критериям одновременно, информативен и при этом менее трудоемок в отладке и работе по сравнению с другими методами многокритериальной оптимизации.

2. Разработан и программно реализован алгоритм поиска оптимального варианта бесщеточного генератора с интегрированным возбуждением указанным методом, адаптированный к решению поставленной задачи, позволяющий осуществлять как синтез генератора в пространстве дискретно изменяющихся параметров, так и анализ электромагнитных процессов в установившихся и переходных режимах работы. Программный комплекс эффективно работает в многомерных многоцелевых задачах с большим количеством ограничений и обеспечивает отыскание глобального экстремума при наличии локальных, что подтверждено сравнением результатов оптимизации и численного моделирования. Область применения предложенного метода, после соответствующей доработки, может быть

расширена на стартер-генераторные и стартерные системы на базе бесщеточных синхронных машин малой мощности.

3. По результатам оптимизации бесщеточного генератора с интегрированным возбуждением предложенным методом удалось достичь по сравнению с базовым вариантом снижения требуемой мощности возбуждения на 55%, массы на 15% и увеличения КПД на 8%. При этом остальные критерии оптимизации по Парето не были ухудшены.

8. ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕАЛИЗАЦИЯ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ БЕСЩЕТОЧНЫХ СИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРОВ МАЛОЙ И СРЕДНЕЙ МОЩНОСТИ

В соответствии с Федеральной целевой программой «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014—2020 годы», утвержденной Постановлением Правительства Российской Федерации № 426 от 21 мая 2013 года, пунктом б) переход к экологически чистой и ресурсосберегающей энергетике, повышение эффективности добычи и глубокой переработки углеводородного сырья, формирование новых источников энергии; создания новых способов транспортировки и хранения энергии, в период 2014-2018 гг. кафедрой «Электромеханика и автомобильное электрооборудование» Самарского Государственного технического университета совместно с НПО «Шторм» были осуществлены научно-исследовательские и опытно-конструкторские разработки по созданию автономных источников электрической энергии и систем электрозапуска на базе синхронных машин малой и средней мощности, в которых автор являлся руководителем НИОКР.

8.1. Бесщеточный генератор с интегрированным возбудителем

По заказу АО «Барнаултрансмаш» при разработке электромашинных бортовых источников питания для перспективных образцов техники нового поколения на основании методик расчета, моделирования, пакетов прикладных программ и рекомендаций, изложенных в настоящей работе, был изготовлен и испытан бесщеточный генератор с интегрированным возбуждением (Приложение В, договор № 94/15 ч.1 «Разработка методики электромагнитного расчета электромеханического преобразователя для автономных систем генерирования электроэнергии»).

В таких источниках, обеспечивающих электрической энергией потребителей на борту мобильного объекта остро нуждается, например, бронетанковая техника нового поколения с повышенной энерговооруженностью. К ним предъявляются жесткие требования по массе и габаритным размерам, ввиду их размещения

в зоне главных двигателей. Эти машины эксплуатируются при повышенной температуре окружающей среды, достигающей 100°C , что предполагает нагрев активных частей генератора до 200°C и выше. Столь жесткие условия накладывают существенные ограничения при выборе проводниковых и изоляционных материалов.

Для сравнения основных характеристик разработанных и серийно-выпускаемых промышленностью генераторов, предназначенных для использования на стационарных агрегатах и передвижных транспортных средствах в качестве низковольтных источников постоянного тока, выбраны следующие электрические генераторы:

- 1 – генератор с когтеобразным индуктором ВГ- 8К1;
- 2 – коллекторный генератор ВГ – 7500;
- 3 – двухкаскадный вентильный синхронный генератор Г – 408;
- 4 – генератор с интегрированным возбуждателем Г – 409.

Два последних генератора разработаны при непосредственном участии автора. Основные технические данные выпускаемых промышленностью и разработанных авторским коллективом генераторов приведены в табл.8.1.

**Технические данные генератора с интегрированным
возбуждателем и его аналогов**

Таблица 8.1

Параметр / Тип генератора	ВГ-8К1	ВГ-7500	Г-408	Г-409
Номинальная мощность P_n , кВт	8	9	18	12
Номинальное напряжение U_n , В	28,5	28,5	28,5	28,5
Номинальная частота вращения n_n , об/мин	3000	7200	7200	7340
Рабочий диапазон частот вращения, об/мин	2500 ÷ 6500	4000 ÷ 8000	4000 ÷ 8000	4000 ÷ 8000
Температура окружающей	-50 ÷ +60	-50 ÷ +70	-50 ÷ +100	-50 ÷ +100

среды $T_{окр}, ^\circ C$				
Масса M , кг	60	26	32	20
Удельная масса m , кг/кВт	7,5	2,9	1,78	1,67
Мощность возбуждения, P_{fn} , Вт	250	266	232	178
Коэффициент усиления по мощности k_p , о.е.	32	34	78	67
Номинальный КПД η_n , о.е.	0,75	0,77	0,75	0,8

Анализируя данные табл.8.1 можно заметить, что генератор с интегрированным возбуждением Г-409 превосходит по основным критериям (масса, КПД, мощность возбуждения) не только генераторы с когтеобразным ротором и двухкаскадный синхронный, но и коллекторный генератор. Таких результатов удалось достичь, прежде всего, за счет реализации процедуры оптимизационного поиска, изложенной в главе 7, и применения новых технических решений, предложенных автором.

Изготовленный генератор в сборе показан на рис.8.1, а на рис.8.2 приведены сборочные единицы.



Рис.8.1. Генератор с интегрированным возбудителем



Рис.8.2. Статор в сборе, ротор в сборе, щит, крыльчатка

8.1.1 Тепловые процессы БЭГ

Одной из основных трудностей при разработке генератора была проблема обеспечения допустимого теплового режима. Температура воздуха в околodвигательном пространстве может достигать 100°C . Поэтому, вопросу теплового состояния машины было уделено особое внимание. Температурное поле генератора было промоделировано МКЭ и исследовано на опытном образце экспериментально.

В силу специфики размещения и возможностей теплоотвода генератор охлаждается продувом забортного воздуха. Пространство, через которое циркулирует хладагент под напором, ограничено внутренней поверхностью корпуса и внешней поверхностью статора с аксиальными каналами. Тепловая задача формулировалась следующим образом – обеспечение приемлемого по классу изоляции уровня нагрева при различном расходе хладагента и количестве каналов охлаждения. Моделирование проводилось на моделях с 8, 16 и 32 каналами охлаждения, номинальным и полутора кратным расходом воздуха.

На рис. 8.3 показано температурное поле машины, имеющей 16 аксиальных каналов, а на рис. 8.4 – распределение температуры БЭГ вдоль контура, обозначенного на рис.8.3.

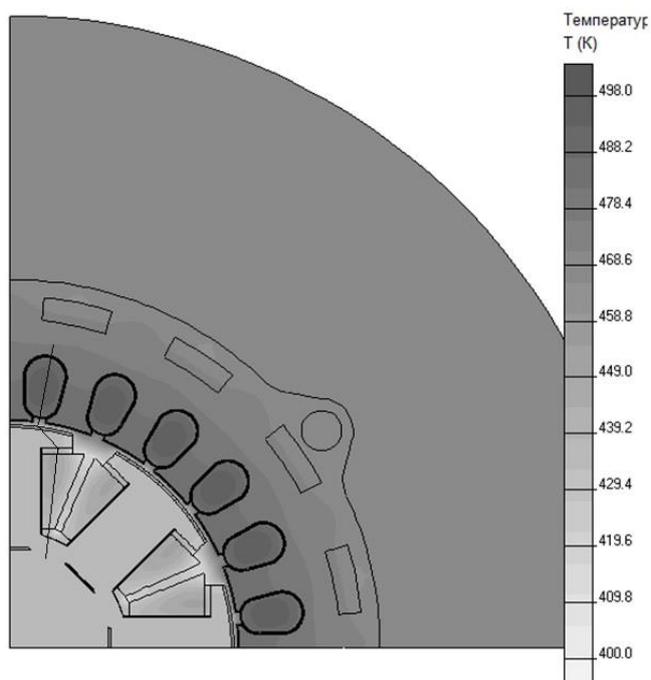


Рисунок 8.3 - Картина распределения температуры в поперечном сечении генератора с 16 каналами охлаждения

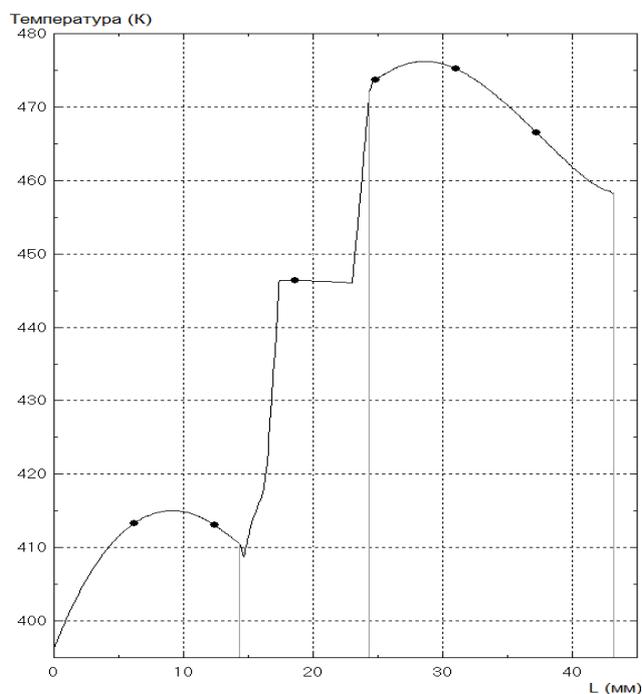


Рисунок 8.4 – Температура в продольном сечении якоря и индуктора БЭГ при 16 каналах

Дополнительно при проектировании было проведено моделирование температурного поля при отсутствии отдельных каналов. Продув осуществлялся через пространство между внешней поверхностью сердечника статора и наружным защитным кожухом. Результаты моделирования при этих условиях и номинальном расходе хладагента показаны на рис.8.5.

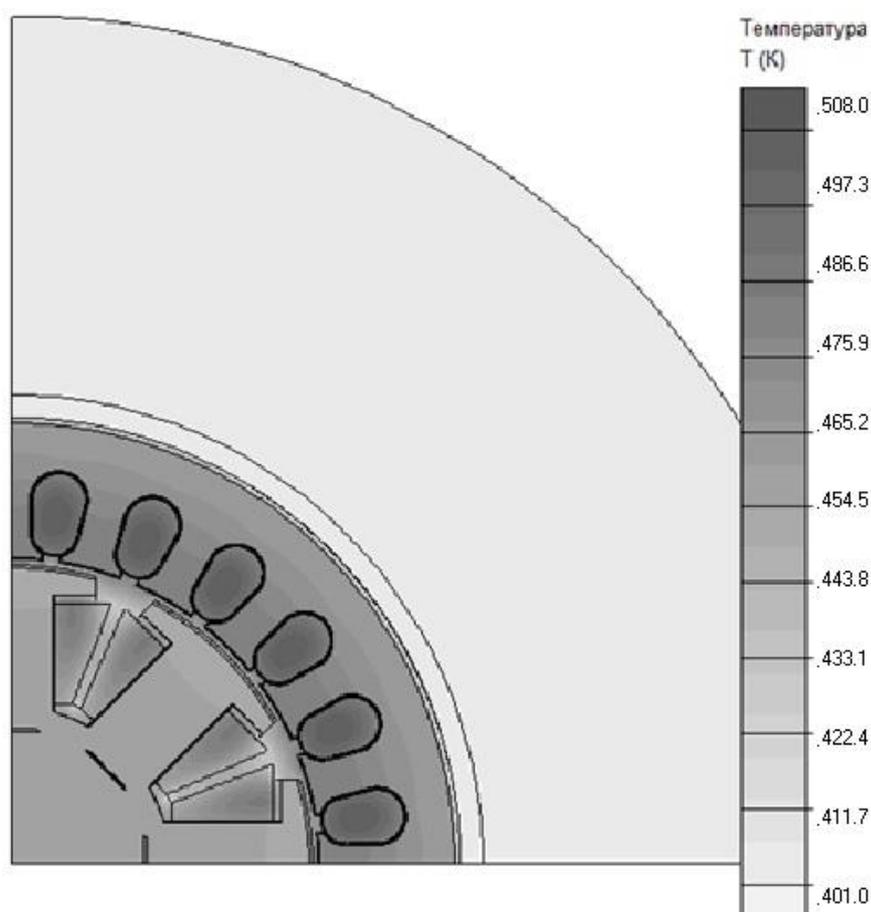


Рисунок 8.5 - Картина распределения температуры в поперечном сечении генератора с пространством между статором и защитным кожухом

В таблице 8.2 приведены результаты расчета теплового поля генератора в случае температуры окружающей среды 100°C при различных расходе охлаждающей среды и геометрии вентиляционного тракта. Номинальный расход воздуха $297.7\text{ м}^3/\text{час}$, число каналов на внешней поверхности сердечника статора 8, 16, 32; и вариант статора без каналов, но с наружным кожухом толщиной 0,8 мм (воздушный промежуток между статором и кожухом 5мм и 1 мм).

Температура наиболее нагретых элементов якоря и индуктора

Таблица 8.2

Параметр	Номинальный расход воздуха			Полуторакратный расход воздуха		Канал по всей длине окружности статора (ном. расход)	
	1	2	3	4	5	6	7
	8	16	32	8	32	1мм	5мм
Температура обмотки якоря, °С	213	203	191	190	173	221	181
Температура обмотки ротора, °С	143	142	140	136	134	147	133

Анализ результатов расчета температурного поля генератора при различных условиях позволяет сделать следующие выводы:

1. Увеличение числа каналов охлаждения на внешней поверхности статора ведет к снижению установившейся температуры обмоток, следовательно, целесообразно увеличение их числа до 32.

2. Увеличение расхода охлаждающей среды в 1,5 раза (на 50%) приводит к снижению температуры на 9%.

3. Выполнение кожуха, изолирующего машину от окружающей среды, уменьшает температуру внутри БЭГ только в случае относительно большой толщины зазора между кожухом и статором (5 мм) и является наиболее приемлемым вариантом с точки зрения снижения рабочей температуры и уменьшения наружного диаметра машины в условиях ограниченного пространства для размещения.

Для проверки теоретических расчетов проведены испытания на нагревание опытного образца БЭГ с интегрированным возбудителем, изготовленного по варианту 1. При этом использовались методы термометра (температура внешней поверхности корпуса) и встраиваемых датчиков (обмотка якоря в пазу). На рис.8.6 показана испытательная установка, а на рис. 8.7 – кривые нагрева БЭГ.



Рисунок 8.6 - Испытания на нагревание

Испытания проводились при температуре окружающей среды 23°C

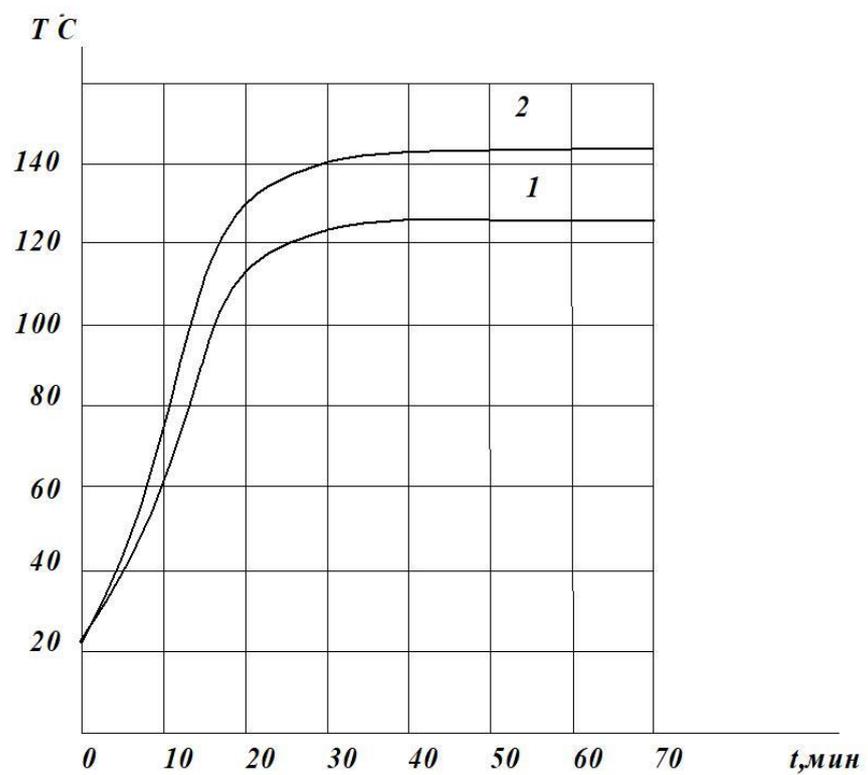


Рисунок 8.7 - Кривые нагревания БЭГ: 1- наиболее нагретая часть корпуса;
2- обмотка якоря в пазу

Полученные в результате испытаний данные по установившемуся перегреву обмотки якоря относительно температуры окружающей среды хорошо согласуются с данными, полученными в ходе численного моделирования.

8.1.2. Электромагнитные характеристики в установившемся и переходных режимах

С целью проверки адекватности теоретической модели опытный образец БЭГ с интегрированным возбудителем подвергался испытаниям на соответствие статическим и динамическим показателям [61]: величина изменения и качество выходного напряжения, значение постоянных времени переходных процессов по управляющему и возмущающему воздействиям, точность стабилизации напряжения при изменении нагрузки и т.д.

На рис.8.8 - 8.11 показаны экспериментальные (сплошная линия) и рассчитанные по математической модели (прерывистая линия) характеристики внешние, регулировочная, холостого хода в разомкнутой системе и внешняя характеристика в замкнутой системе стабилизации напряжения соответственно.

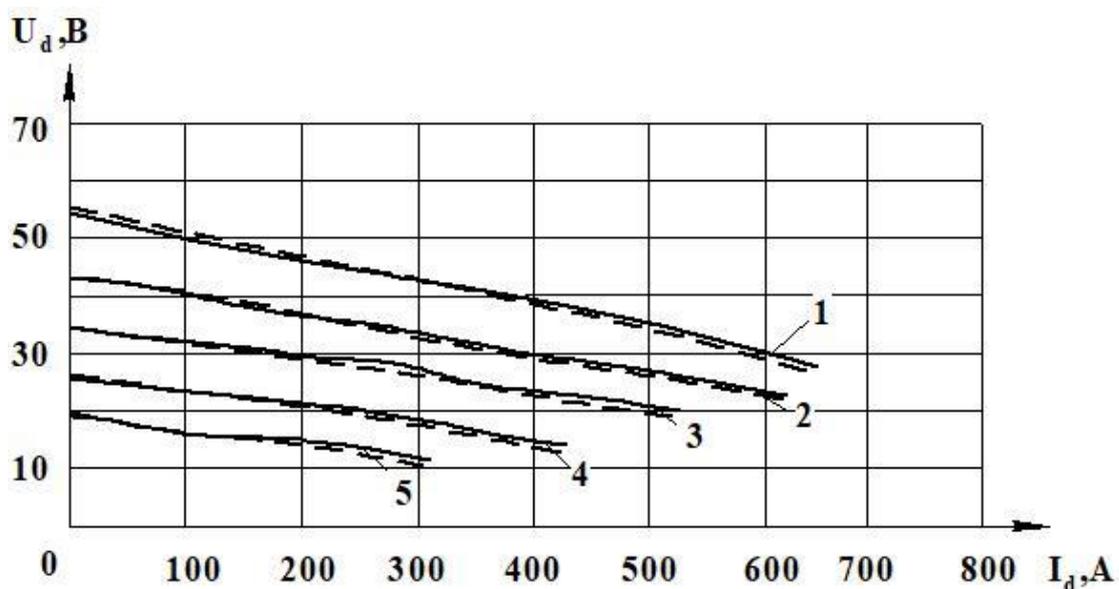


Рисунок 8.8 - Внешние характеристики БЭГ при $I_{fH} = const$

1- 7200 об/мин; 2 - 6000 об/мин; 3- 5000 об/мин; 4 - 4000 об/мин; 5 - 3000 об/мин

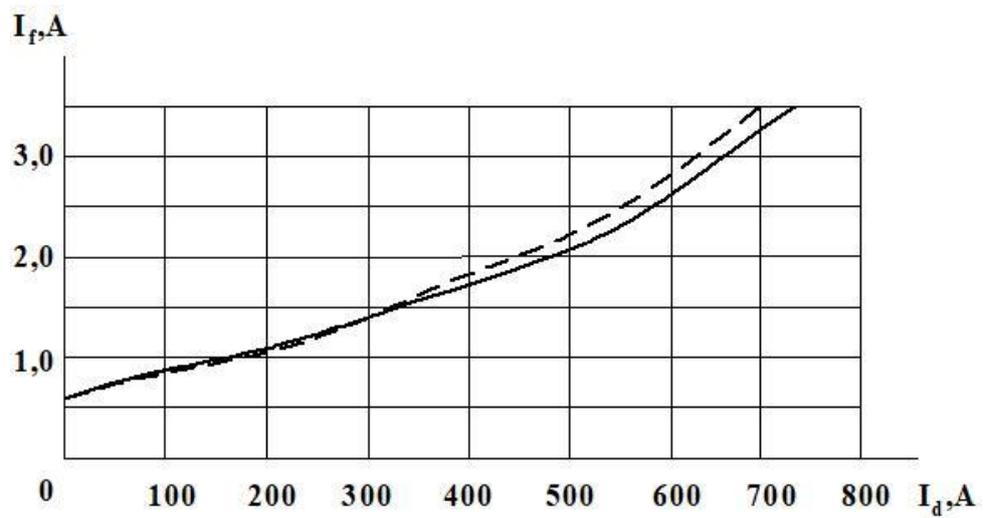


Рисунок 8.9 - Регулировочная характеристика при $U_{dh} = const$

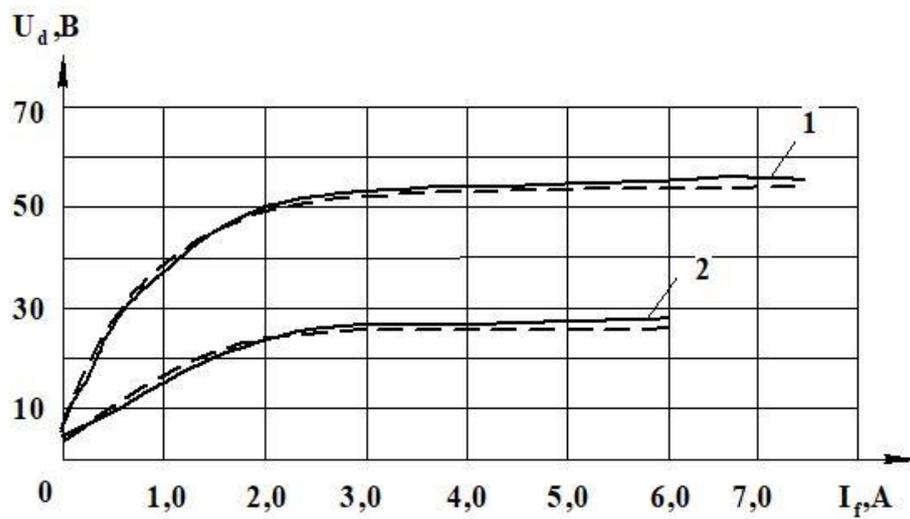


Рисунок 8.10 - Характеристики холостого хода

1- 7200 об/мин; 2- 4000 об/мин

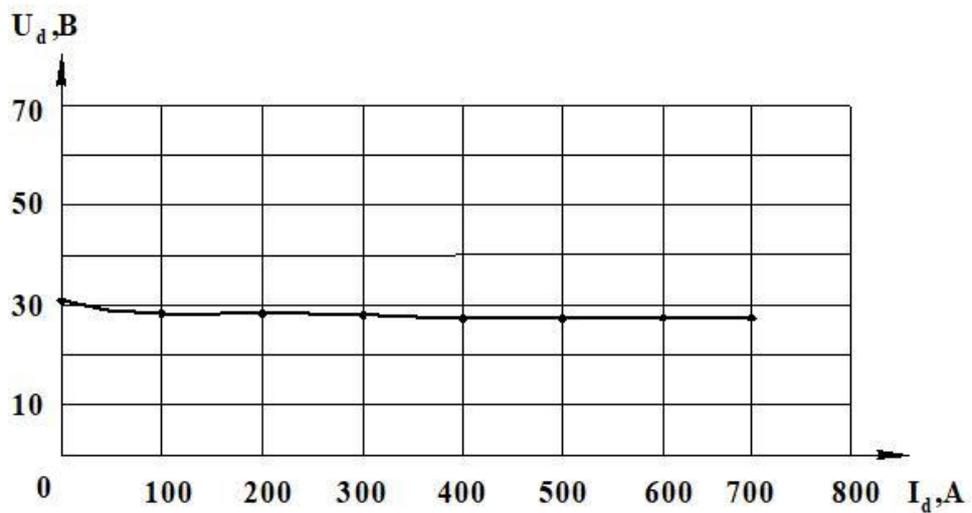


Рисунок 8.11 - Внешняя характеристика БЭГ с регулятором напряжения

Сравнивая экспериментальные и теоретические характеристики можно заметить, что ошибка не превышает 7%, что указывает на адекватность математической модели, разработанной в главе 4. Система автоматического регулирования поддерживает стабильное напряжение в диапазоне изменения нагрузки $(0,05 \div 1,05) I_{дн}$.

Автором предложено оригинальное техническое решение, защищенное авторским свидетельством на изобретение [9], позволяющее стабилизировать выходное напряжение БЭГ посредством воздействия на величину тока возбуждения основного генератора. На рис.8.12. показана электрическая схема поясняющая суть изобретения.

БЭГ состоит из $2p_2$ -полюсного синхронного генератора (СГ) с обмоткой возбуждения w_2 на роторе и m_s -фазной якорной обмоткой w_s на статоре, подключенной к выпрямителю (В2). К выходным зажимам последовательно с нагрузкой подключена однофазная обмотка w_0 , выполненная с числом полюсов $4p_2 \cdot m_s$. В магнитную систему генератора интегрирован возбудитель (СВ), представляющий собой $2p_1$ -полюсную трехфазную синхронную машину с обмоткой возбуждения w_f на статоре и обмоткой якоря w_R на роторе, которая подключена к обмотке возбуждения генератора w_2 через однополупериодный выпрямитель (СВ1). Обмотка w_R выполнена электрически совмещенной и возбуждает одновременно $2p_1$ - полюсное вращающееся и $2p_3 = 3 \cdot 2p_1$ - полюсное неподвижное в пространстве магнитные поля.

Генератор работает следующим образом. При питании обмотки w_f постоянным током и вращении ротора в обмотке w_R индуцируется ЭДС частоты $f_R = \frac{p_1 \cdot n}{60}$ и по обмоткам w_R и w_2 протекает выпрямленный ток. Переменная составляющая этого тока в обмотке w_R создает магнитное поле реакции якоря возбудителя. Обмотка w_2 , обтекаемая выпрямленным током, создает поле возбужде-

ния основного генератора, которое при вращении ротора индуцирует в силовой обмотке w_s ЭДС частоты $f_s = \frac{p_2 \cdot n}{60}$.

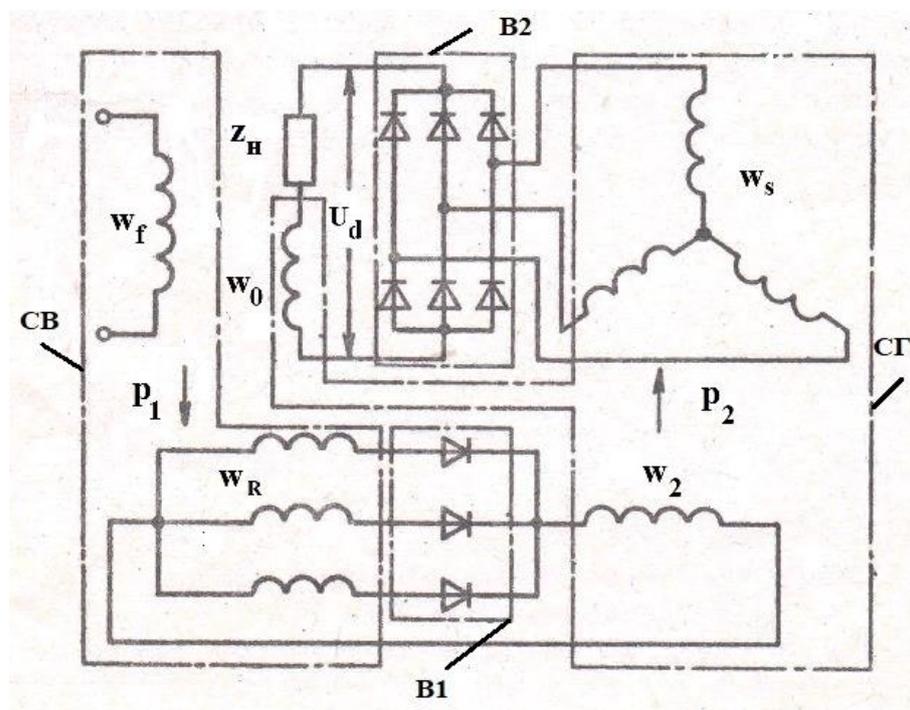


Рисунок 8.12 - Электрическая схема БЭГ с компаундированием

При работе под нагрузкой по обмотке w_0 протекает ток, величина которого определяется сопротивлением нагрузки и суммой ЭДС обмотки w_s и ЭДС, индуцируемой в обмотке w_0 $2p_3$ - полюсным магнитным полем, созданным постоянной составляющей тока обмотки w_R . Таким образом, за счет магнитной связи обмоток w_R и w_0 при уменьшении нагрузки и увеличении выпрямленного напряжения U_d ток в обмотке w_R уменьшается, что приводит в итоге к падению ЭДС обмотки w_s и уменьшению выходного напряжения БЭГ.

Помимо эффекта стабилизации напряжения при изменении нагрузки предложенная схема БЭГ позволяет существенно снизить пульсации выпрямленного напряжения. Например, при работе в режиме холостого хода выходное напряжение БЭГ содержит кроме постоянной составляющей переменную, частота которой в $2m_s$ раз выше частоты ЭДС обмотки w_s . Постоянная составляющая тока об-

мотки w_R индуцирует в обмотке w_0 ЭДС частоты $f_0 = \frac{p_3 \cdot n}{60} = 2m_S \cdot f_S$. Обмотка w_0 включена последовательно в цепь нагрузки таким образом, что ее ЭДС сдвинута по фазе на угол 180° относительно переменной составляющей напряжения U_d . Этим достигается улучшение одного из выбранных в главе 7 критериев оптимизации БЭГ (Ф4) – коэффициента пульсаций выпрямленного напряжения. На рис. 8.13. показана форма выходного выпрямленного напряжения U_d , ЭДС обмотки w_0 и напряжения на нагрузке.

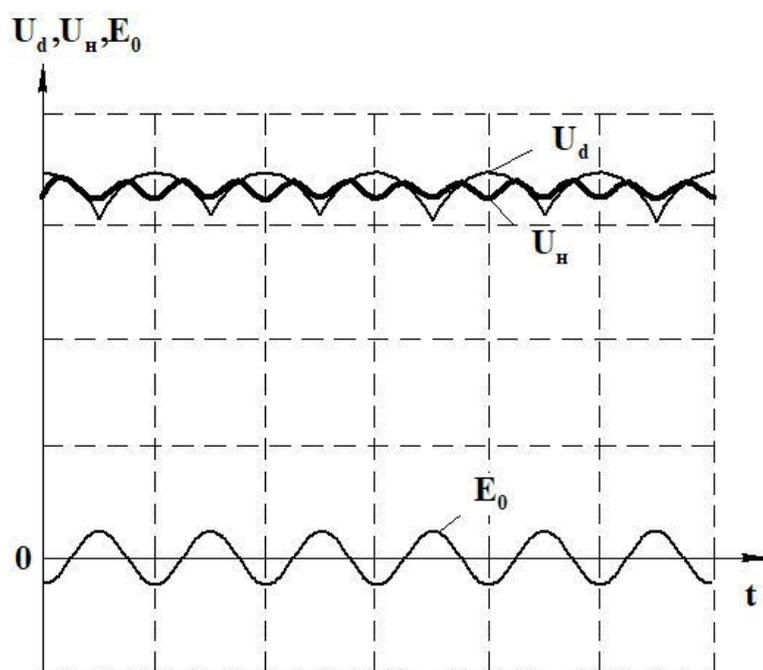


Рисунок 8.14 - Пульсации выходного напряжения БЭГ

За счет реализации предложенного технического решения коэффициент пульсаций выпрямленного напряжения был снижен по сравнению с аналогами на $(8 \div 12)\%$.

Оценка качества генерируемой энергии была получена из экспериментальных осциллограмм [61], показанных на рис. 8.14-8.16.

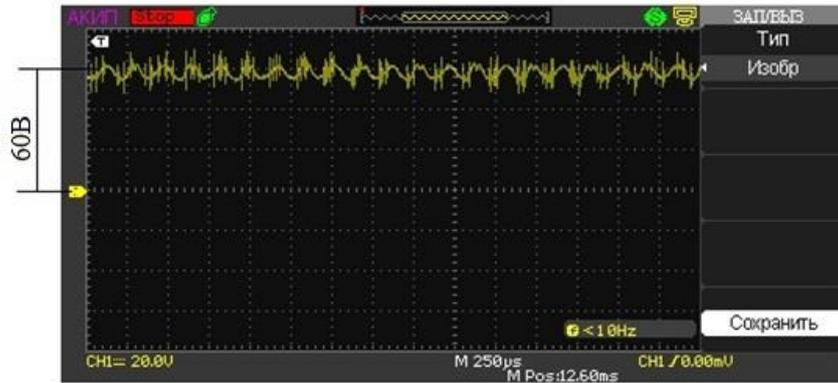


Рисунок 8.14 –Напряжение холостого хода при

$$n = 7200 \frac{\text{об}}{\text{мин}}, U_d = 59\text{В}, k_{\text{нул}U} = 8,5\%$$

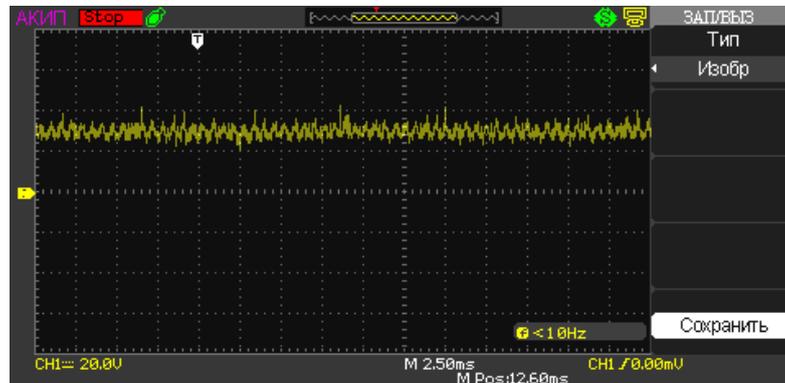


Рисунок 8.15 –Напряжение холостого хода при

$$n = 4000 \frac{\text{об}}{\text{мин}}, U_d = 28,5\text{В}, k_{\text{нул}U} = 8,3\%$$

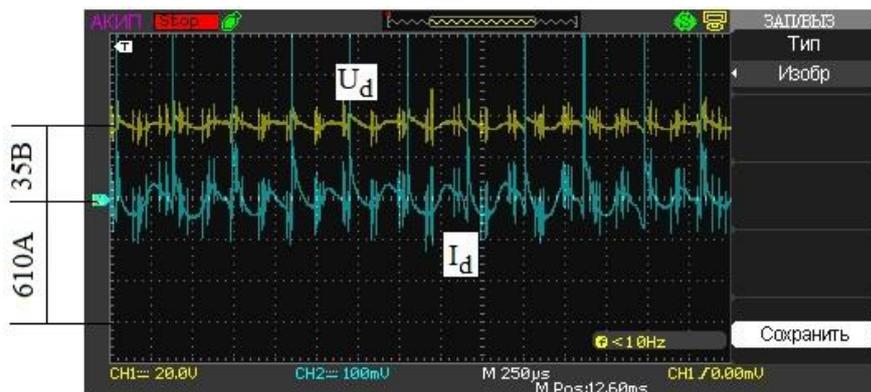


Рисунок 8.16 -Осциллограммы напряжения и тока

при нагрузке $n = 7200 \frac{\text{об}}{\text{мин}}, U_d = 35\text{В}, I_d = 610\text{А}, k_{\text{нул}} = 9,5\%$

Регистрация данных проводилась цифровым осциллографом АКИП 4115А с использованием датчика тока компенсационного типа LTC 1000-SI/SP98 для электронного преобразования тока: постоянного, переменного, импульсного в пропорциональный выходной ток с гальванической развязкой между первичной (силовой) и вторичной (измерительной) цепями.

В главе 7 в качестве критериев оптимальности, характеризующих динамические параметры генератора, были предложены интегральные оценки по управляющему P_U и возмущающему P_B воздействиям. Для оценки адекватности теоретической модели были исследованы переходные режимы работы генератора. На рис.8.17, 8.18 показаны осциллограммы переходных процессов в цепи якоря БЭГ при включении возбуждения в режимах холостого хода и нагрузочном.

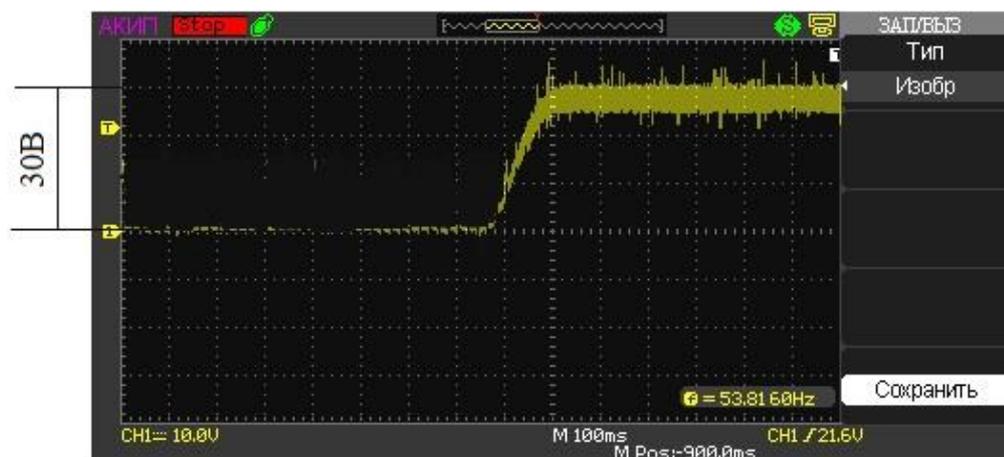


Рисунок 8.17 -Осциллограмма напряжения при включении возбуждения

$$\text{в режиме холостого хода } n = 4000 \frac{\text{об}}{\text{мин}}, I_f = 2,1 \text{ A}$$

Анализ переходного процесса по цепи возбуждения показывает, что время установления напряжения в обмотке якоря при внезапном изменении напряжения возбуждения не превышает в нагрузочном режиме 50 мс, что указывает на хорошее быстродействие БЭГ по контуру регулирования напряжения. Электромагнитная постоянная времени генератора как объекта регулирования, наибольший вклад в величину которой, вносит индуктивность обмотки возбуждения возбудителя весьма близка к расчетной теоретической величине (табл.3.5, глава 3) $T_{ЭМ} = 0,058 \text{ с}$.

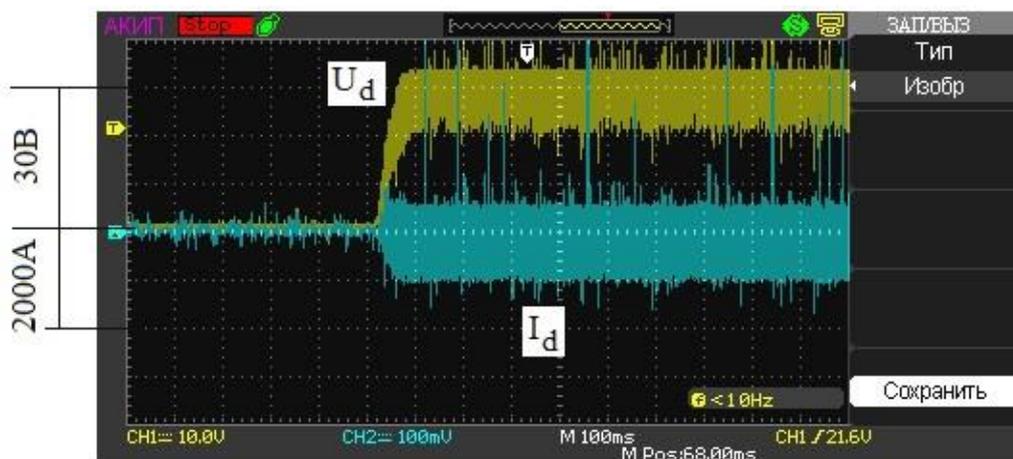


Рисунок 8.18 -Осциллограмма выпрямленного напряжения и тока при включении возбуждения в режиме номинальной нагрузки

$$n = 7200 \frac{\text{об}}{\text{мин}}, U_d = 28\text{В}, I_d = 650\text{А}, I_f = 2,9\text{А}$$

В целом, адекватность теоретической модели по длительности, характеру переходных процессов и величине интегральных оценок по управляющему и возмущающему воздействиям подтверждена экспериментальными данными.

8.2. Бесщеточный генератор с магнитоэлектрическим возбуждением

Разработка и исследование бесщеточных электрических генераторов малой мощности для ветроэнергоустановок проводились в рамках работ по договору № 27/16 «Разработка методики электромагнитного расчета синхронного вентильного генератора для ветроэлектростанции», в ходе которых были спроектированы, изготовлены и исследованы опытные образцы генераторов различной мощности с магнитоэлектрическим возбуждением. Привод генератора осуществляется напрямую от ветроколеса с ротором Дарье (рис.8.19). Основные технические данные генераторов приведены в табл.8.3.

Технические данные генераторов с магнитоэлектрическим возбуждением

Таблица 8.3

Параметр/Тип ПМ	Встроенные	Поверхностные		
	1	2	3	4

Номинальная мощность (постоянного тока) P_n , Вт	1270	1000	1560	2080
Номинальное напряжение U_n , В	48	24	48	48
Номинальная частота вращения n_n , об/мин	140			
Начало токоотдачи n_0 , об/мин	41	57	53	47
Удельный расход ПМ $\frac{V_{ПМ}}{P_n}$, $\frac{м^3}{кВт}$	$3,53 \cdot 10^{-4}$	$3,37 \cdot 10^{-4}$	$3,24 \cdot 10^{-4}$	$3,24 \cdot 10^{-4}$
Номинальный КПД η_n	0,519	0,656	0,689	0,712



Рисунок 8.19 – Ветроустановка мощностью 2 кВт с ротором Дарье

В качестве источника магнитного поля использовались высококоэрцитивные неодимовые постоянные магниты марки $N38H$ двух конфигураций: с поверхностным расположением и встроенные в ротор.

На рис.8.20, 8.21 показано поперечное сечение БЭГ с встроенными и поверхностно расположенными магнитами. На рисунках обозначены: 1 – сердечник статора; 2 - сердечник ротора; 3 – постоянные магниты.

Анализируя данные опытных образцов БЭГ в табл.8.3 и на рис. 8.20, 8.21 можно заметить, что БЭГ с поверхностным расположением ПМ на роторе отличается от генератора с встроенными магнитами и таким же объемом активной части:

- меньшим удельным расходом дорогостоящих высококоэрцитивных магнитов;
- повышенной энергетической эффективностью (КПД выше в 1,37 раза);
- технологичностью и меньшей стоимостью конструкции ротора.

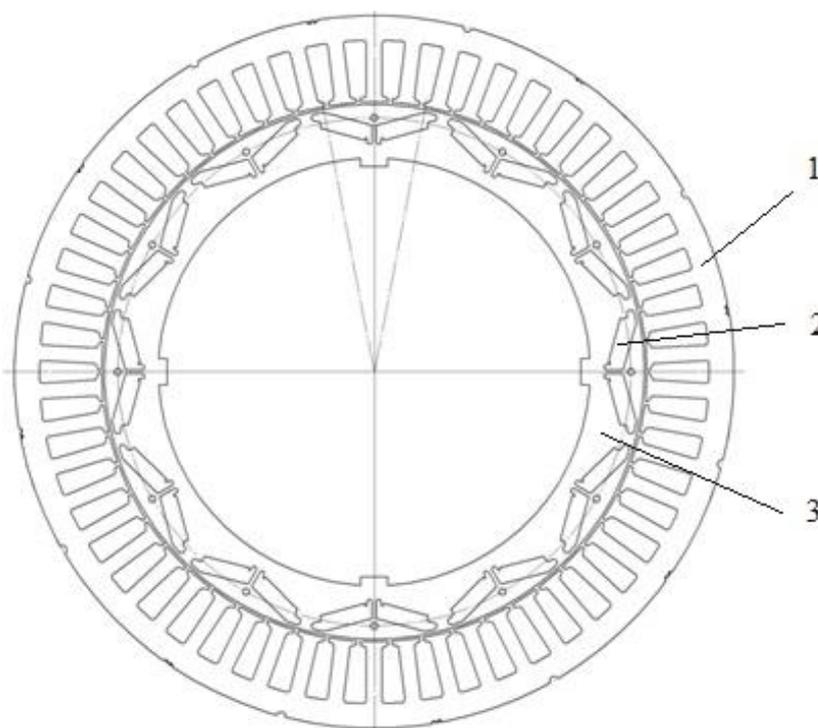


Рисунок 8.20 - Поперечное сечение БЭГ с встроенными магнитами

Электрические потери в обмотке якоря генератора с поверхностными магнитами примерно на 40% меньше потерь в БЭГ с встроенными ПМ за счет уменьшения длины лобовых частей и числа последовательных витков фазы обмотки. Сама обмотка выполняется однослойной, равносекционной, сосредоточенной, что обуславливает ее высокую технологичность в производстве и не оказы-

вадет существенного отрицательного воздействия на форму выходного напряжения БЭГ (работа на выпрямительную нагрузку).

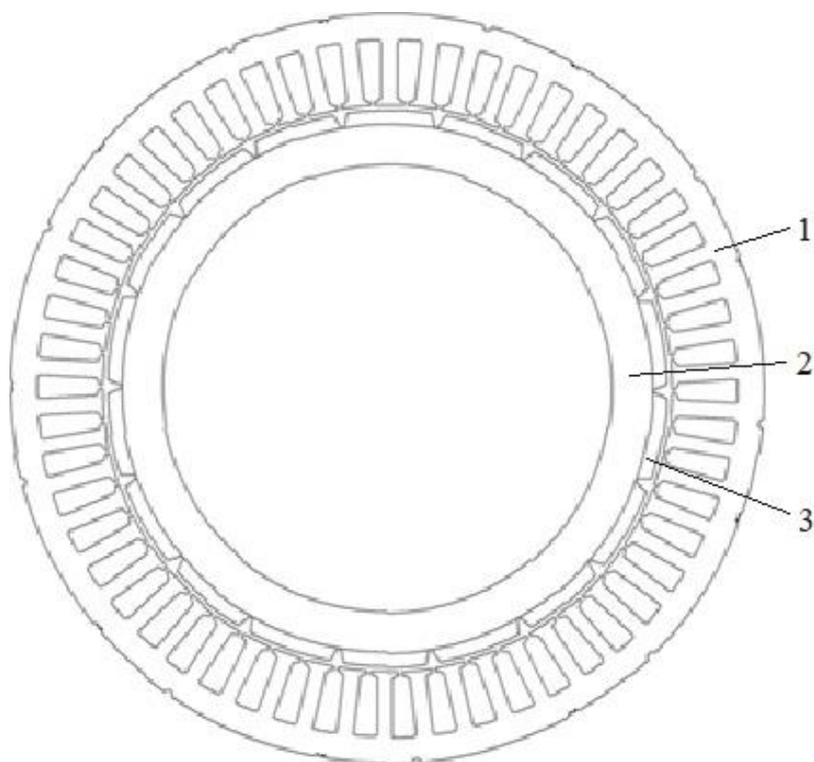


Рисунок 8.21 - Поперечное сечение БЭГ с поверхностными магнитами

При сравнении генераторов с поверхностными ПМ и различной длиной активной части, очевидно увеличение энергетической эффективности и степени использования ПМ с ростом длины и мощности машины, что вписывается в общую тенденцию повышения энергоэффективности с ростом мощности электромеханических преобразователей.

На рис.8.22- 8.26 показаны опытные образцы БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением, испытательный стенд и сборочные единицы: пакет ротора, статор в сборе.



Рисунок 8.22 - Генератор с магнитоэлектрическим возбуждением
тип 4 (табл.8.3)



Рисунок 8.23 - Генератор с магнитоэлектрическим возбуждением
тип 2 (табл.8.3)

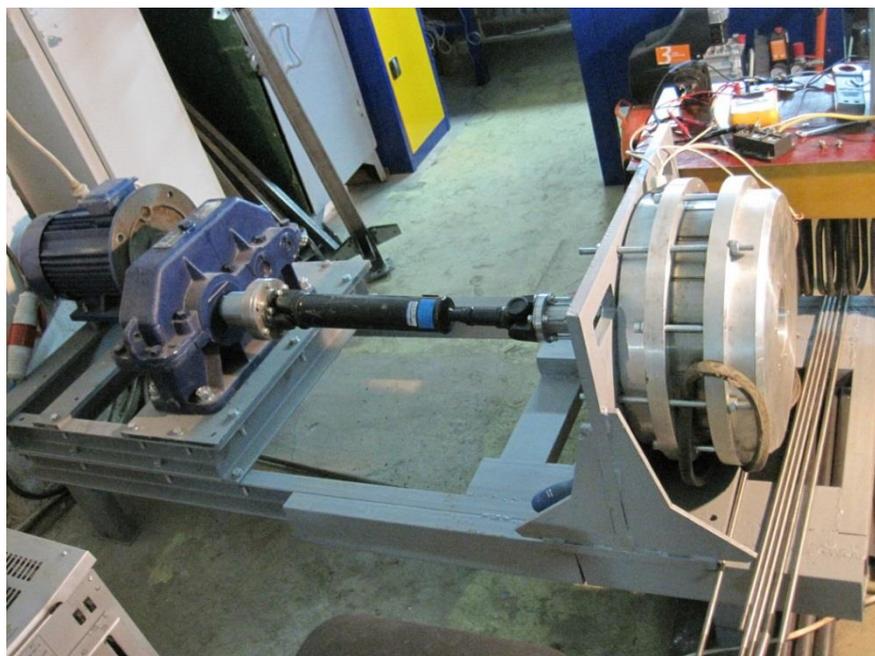


Рисунок 8.24 –Испытательный стенд с приводным двигателем и редуктором



Рисунок 8.25 - Сердечник ротора (тип 1)



Рисунок 8.26 - Статор в сборе (тип 2)

На рис.8.27, 8.28 приведены характеристики генератора с поверхностным расположением ПМ на роторе типоразмера 2: серия внешних при различных частотах вращения ротора и токоскоростная, а на рис.8.29.- осциллограмма линейного напряжения обмотки якоря.

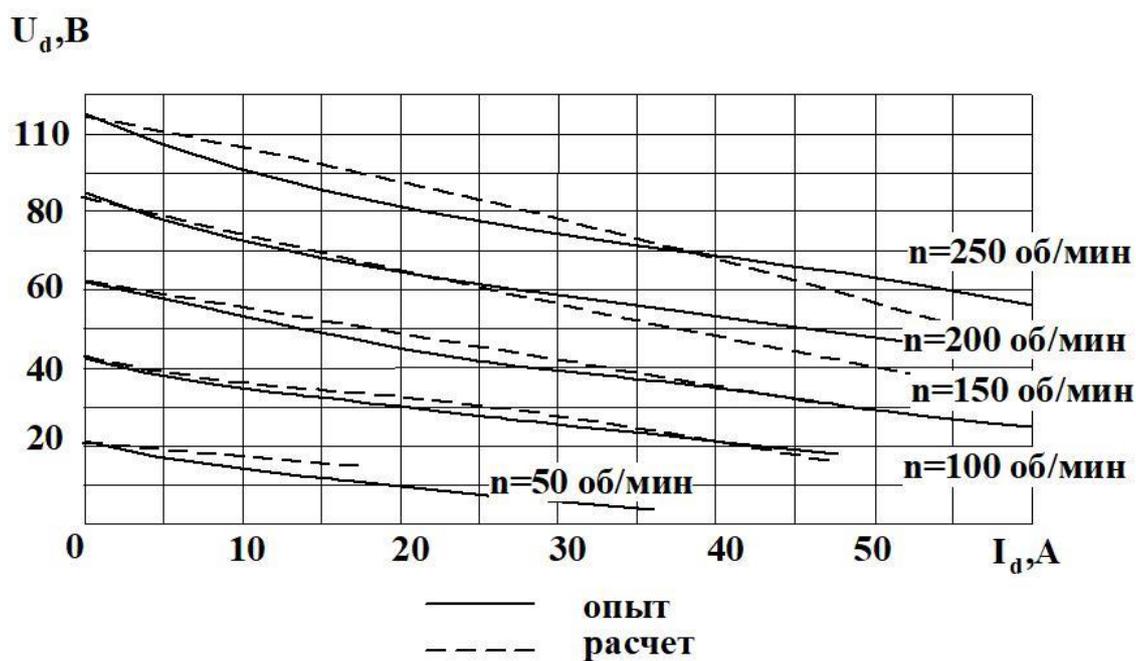


Рисунок 8.27 - Внешние характеристики

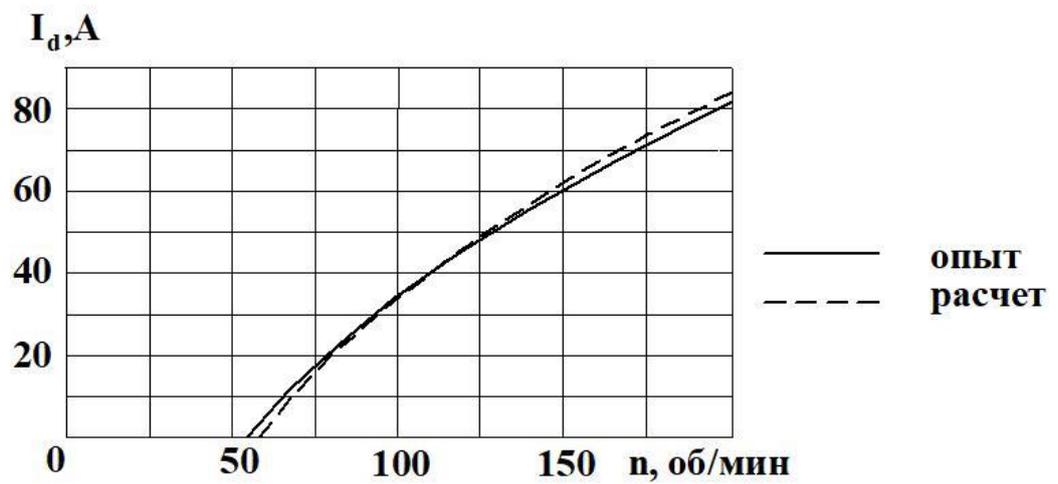


Рисунок 8.28 - Токоскоростная характеристика

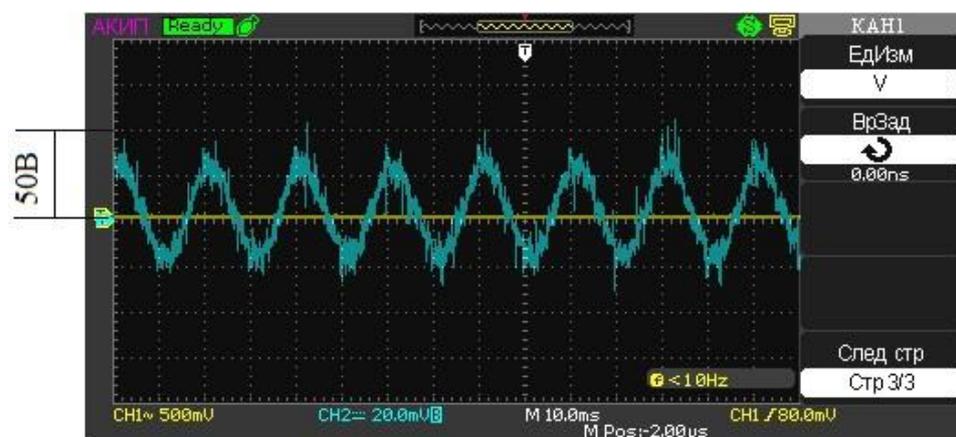


Рисунок 8.29 - Осциллограмма линейного напряжения обмотки якоря $U_m = 35\text{V}$



Рисунок .8.30 - Фрагмент испытаний генератора

Опытные образцы БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением успешно прошли испытания и освоено их мелкосерийное производство.

Разработанные в главах 3, 4 настоящей работы математические модели БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением могут быть распространены, с небольшими доработками, на исследование двигательного режима работы бесщеточных синхронных машин малой и средней мощности, в частности стартерного режима синхронной машины при электрозапуске газотурбинного двигателя. Результаты теоретического и экспериментального исследования этого режима работы СМ с магнитоэлектрическим возбуждением приведены в Приложении Б.

8.3. Бесщеточный двухкаскадный генератор с электромагнитным возбуждением

Научные исследования по обоснованию методов электромагнитного и теплового расчетов синхронного двухкаскадного генератора с электромагнитным возбуждением, предназначенного для системы автономного электроснабжения мобильных объектов проводились в рамках работ по договору № 379/15 «Разработка методики электромагнитного и теплового расчета синхронного генератора для автономных систем генерирования электроэнергии». Такой генератор в составе дизель-генераторной установки применяется в качестве источника электроснабжения диагностического испытательного вагона. Также возможно использование в составе стационарной автономной установки аварийного электроснабжения. Автор по данной тематике осуществлял руководство НИОКР. По итогам исследований был спроектирован, изготовлен и испытан опытный образец генератора Г-401, технические данные которого и данные аналогов приведены в табл.8.4.

Технические данные двухкаскадного БЭГ и генераторов аналогов

Таблица 8.4

Параметр/Тип	Г-401	2ГВ.008.12	ЭГВ.01.6	КГ-12,5
--------------	-------	------------	----------	---------

	1	2	3	4
Номинальная мощность, кВт	10	12	8,5	12,5
Номинальное напряжение, В	90	110	50	115
Диапазон частоты вращения, об/мин	1000 ÷ 3000	700 ÷ 2500	950 ÷ 4000	1500
Масса, кг	85	300	290	210
КПД, %	81	68	69	75
Удельная масса	8,5	25	34	17

Генератор является составной частью дизель-генераторной установки (ДГУ) и приводится во вращение от дизельного агрегата. Предназначен для заряда аккумуляторных батарей (АБ), питания электрических потребителей во время движения, вспомогательного источника электроснабжения диагностической аппаратуры во время длительных стоянок при разряженных АБ. По сравнению с аналогами в качестве которых определены подвагонные индукторные генераторы 2ГВ.008.12, ЭГВ.01.6 и синхронный вентильный генератор КГ-12,5, Г-401 выгодно отличается более высоким КПД и существенно меньшей массой. На рис.8.31 показана гистограмма удельной массы и коэффициента полезного действия представленных в табл.8.4 генераторов.

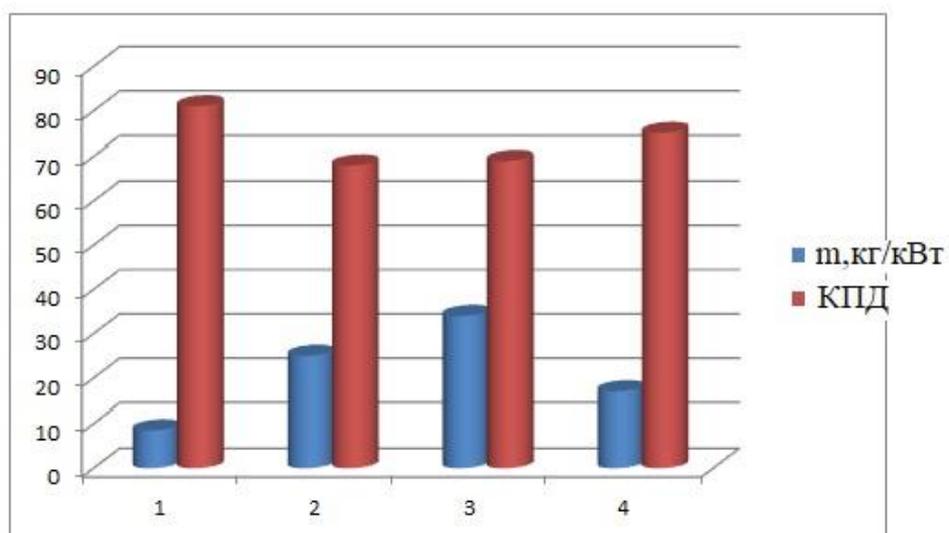


Рисунок 8.31 – Удельная масса и КПД бесщеточного генератора и аналогов

На рис. 8.32, 8.33 показаны ДГУ и генератор.



Рисунок 8.32 - Дизель-генераторная установка



Рисунок 8.33 - Двухкаскадный генератор

8.4. Выводы по восьмой главе

1. Теоретические положения и практические рекомендации, изложенные в настоящей работе, стали основой при разработке гаммы бесщеточных синхрон-

ных машин малой и средней мощности (генераторов с интегрированным возбуждением, магнитоэлектрических генераторов, двухкаскадных генераторов с вращающимся выпрямителем), изготовленных и испытанных на профильных предприятиях электротехнической отрасли.

2. Результаты испытаний бесщеточного генератора с интегрированным возбуждением, изготовленного НПО «Шторм» по заказу АО «Барнаултрансмаш», подтвердили все основные теоретические положения и рекомендации, предложенные автором. Генератор отличается от известных аналогов повышенным на 7% КПД, сниженной за счет оптимизации и интенсификации охлаждения на 70% удельной массой, более высоким быстродействием по цепям возбуждения и нагрузки.

3. Тепловые испытания, проведенные для установившегося режима БЭГ, и натурные исследования нестационарных тепловых процессов стартерного режима работы бесщеточных синхронных машин подтвердили адекватность их математических моделей. Относительная погрешность моделирования не превысила 5%.

4. В результате теоретических исследований, подтвержденных опытными данными, установлено, что генераторы одинаковой мощности с магнитоэлектрическим возбуждением и конструктивным исполнением ротора с поверхностным расположением ПМ по сравнению с ротором с встроенными ПМ имеют на 26% больший КПД, причем эти энергетические показатели достигаются при уменьшенном на 10% объеме магнитов.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В диссертационной работе решена задача разработки научно-методических основ моделирования и оптимизационного проектирования бесщеточных генераторов малой и средней мощности с электромагнитным и магнитоэлектрическим возбуждением для автономных энергетических установок с новыми электрическими и конструктивными схемами, обеспечивающих улучшение массогабаритных и энергетических показателей, технологичности, а также решения комплекса вопросов по их практической реализации и внедрению.

В процессе решения поставленной задачи в диссертационной работе получены следующие научные и практические результаты:

1. При исследовании конструктивных и электрических схем бесщеточных генераторов для автономных энергетических установок доказано, что наиболее рациональными с точки зрения массогабаритных показателей, технологичности и надежности исполнения, доступности способов регулирования выходного напряжения, возможности эксплуатации в широком диапазоне частот вращения являются БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением от редкоземельных высококоэрцитивных магнитов и БЭГ с интегрированным электромагнитным возбуждением.

2. По разработанной автором методологии анализа конструкции ротора и схем электрически совмещенных обмоток БЭГ с интегрированным возбуждением установлено, что при явнополюсной конструкции ротора гармонический состав магнитного поля реакции якоря возбудителя предпочтительнее, а коэффициент дифференциального рассеяния в поле возбудителя и, как следствие, индуктивность рассеяния меньше, по сравнению с неявнополюсной конструкцией. БЭГ с явнополюсным ротором имеет мощность возбуждения возбудителя и добавочные потери, обусловленные высшими гармоническими в зазоре меньше примерно в 1,5 раза относительно неявнополюсной конструкции.

3. В результате проведенных исследований доказано, что первая гармоническая индукции магнитного поля возбуждения основного генератора при одинако-

вой МДС имеет большее значение у явнополюсной конструкции. В результате МДС возбуждения генератора может быть увеличена на 70% относительно неявнополюсной конструкции за счет повышения линейной нагрузки ротора и качественного улучшения формы поля возбуждения основного генератора.

4. Из проведенного автором объективного анализа конструктивных схем генераторов определено, что ротор БЭГ с интегрированным возбудителем следует выполнять явнополюсным с числом выступов, равным числу полюсов основного генератора. Число фаз обмотки ротора для высокоскоростных генераторов должно выбираться минимальным нечетным ($m = 3$). Магнитную систему следует проектировать умеренно насыщенной ($k_s \leq 1,4$) во избежание чрезмерного роста дифференциального рассеяния магнитного поля возбудителя по коронкам зубцов.

5. Разработанная автором математическая модель (ММ) электромагнитного поля БЭГ отличается от известных учетом взаимного влияния совмещаемых в общей магнитной системе магнитных полей разной полярности, уточненным расчетом потоков рассеяния, в том числе дифференциального. ММ исчерпывающе описывает электромагнитные и электромеханические процессы в установившихся и переходных режимах работы, позволяет определять потокосцепления, собственные и взаимные индуктивности обмоток БЭГ, силовые параметры, необходимые для решения в дальнейшем задач моделирования установившихся, переходных и аварийных режимов работы БЭГ и оптимизационного проектирования.

6. По рассчитанным методом конечных элементов зависимостям коэффициентов формы ЭДС и полюсного перекрытия БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением установлено, что максимальная мощность магнитоэлектрической синхронной машины с радиально намагниченными постоянными магнитами, расположенными на поверхности ротора, в заданных габаритах и определенном объеме магнитов достигается за счет минимизации размагничивающего действия реакции якоря на поле постоянных магнитов. Определены оптимальные значения относительной длины полюсной дуги.

7. Решение 3D задачи моделирования магнитного поля в активной зоне «коротких» БЭГ с магнитоэлектрическим возбуждением (с относительной длиной $\lambda \leq 0,3$) позволило с высокой точностью определить значения коэффициентов бокового и торцового рассеяния ПМ и их вариацию при изменении λ , что способствует точности расчета полезного потока при оптимизационном проектировании.

8. Предложенные автором функциональные математические модели, описывающие БЭГ как аналог коллекторной машины постоянного тока, позволяют анализировать установившиеся и переходные режимы работы генераторов с интегрированным возбудителем и магнитоэлектрическим возбуждением. Анализ динамики показал, что оба типа преобразователей являются практически безынерционными звеньями по каналу нагрузки и обладают высоким быстродействием.

9. Впервые разработанные математические модели БЭГ в собственных фазных осях координат и ортогональных осях d, q позволяют исследовать электромагнитные процессы системы электроснабжения, в состав которой входит БЭГ как источник электрической энергии.

10. Полученные на основе линеаризованной математической модели аналитическое решение уравнений БЭГ и выражения для динамических критериев качества использованы при решении задачи оптимального синтеза. Сравнение результатов анализа электромагнитных процессов при использовании полной и линеаризованной моделей показало возможность применения, с достаточной для практических расчетов точностью, упрощенной модели при решении задач проектирования БЭГ.

11. Предложен новый метод синтеза бесконтактных электрических генераторов с возбуждением от постоянных магнитов, заключающийся в определении структуры индуктора, обеспечивающей при ограниченном объеме ПМ максимум выходной мощности генератора. Данный метод рекомендуется использовать при проектировании многополюсных генераторов с магнитоэлектрическим возбуждением для систем генерирования электроэнергии в случаях, когда требуется увели-

чить выходную мощность генератора при заданном объеме магнитов, или уменьшить стоимость индуктора за счет сокращения объема ПМ.

12. Разработаны расчетная математическая модель БЭГ с интегрированным возбудителем, учитывающая такие особенности, как работа возбудителя и основного генератора на выпрямительную нагрузку, совмещение разнополюсных магнитных полей в общей магнитной системе и расчетно-оптимизационный комплекс, позволяющий проводить поиск оптимального варианта генератора с интегрированным возбуждением в интерактивном режиме.

13. Предложен способ и разработан алгоритм аппроксимации кривых намагничивания электротехнических сталей, учитывающий наличие в общем магнитопроводе полей разной частоты и изменение магнитных свойств в зависимости от рабочих частоты и температуры, адаптированный к процессу автоматизированного проектирования.

14. Разработан и программно реализован алгоритм поиска оптимального варианта бесщеточного генератора с интегрированным возбуждением методом зондирования пространства параметров точками равномерно распределенной $ЛП\tau$ последовательности, позволяющий осуществлять синтез генератора в пространстве дискретно изменяющихся параметров по выбранным критериям оптимизации.

15. На основании теоретических положений и практических рекомендаций, предложенных в настоящей работе, разработаны и внедрены гамма бесконтактных синхронных машин малой и средней мощности (бесщеточных генераторов с интегрированным возбуждением, магнитоэлектрических генераторов, синхронных машин для электростартерного пуска ГТД), отличающихся высокими энергетическими, динамическими и массогабаритными показателями (Приложения В-Л).

16. По результатам экспериментального исследования электромагнитных и тепловых процессов проведена идентификация параметров БЭГ с интегрированным электромагнитным и магнитоэлектрическим возбуждением. Сопоставитель-

ный анализ результатов численного моделирования и натуральных экспериментов показал адекватность разработанных математических моделей.

Новизна технических решений, реализованных автором в диссертационном исследовании, защищена авторскими свидетельствами на изобретения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Аветисян, Д.А. Автоматизация проектирования электротехнических систем и устройств / Д.А. Аветисян – М.: Высш. школа, 2005. – 511 с.
2. Адлер, Ю.П. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий / Ю.П. Адлер, Е.В. Маркова, Ю.В. Грановский. – М.: Наука, 1976. – 279 с.
3. Аксентьев, Л.А. К обратной задаче для интегралов Кристоффеля-Шварца / Л.А. Аксентьев, Г.Г. Бильченко // Математика. 1997. - № 8. - С. 72-76.
4. Алберг, Дж. Теория сплайнов и ее приложения. Монография. Перев.с англ. Ю.Н. Субботина / Дж. Алберг, Э. Нильсон, Дж. Уолш. - М.: Мир, 1972. - 319 с.
5. Ануфриев, А.С. Энергоэффективность генератора ветроэнергетической установки в условиях изменяющейся частоты вращения / А.С. Ануфриев, Ю.В. Зубков, Ю.А. Макаричев // Вестник СамГТУ. Технические науки. – 2018. - №1(57). - С.77 -82.
6. Ануфриев, И.Е. MatLab 7 / И.Е. Ануфриев, А.Б. Смирнов, Е.Н. Смирнова. - СПб.: БХВ-Петербург, 2005. – 1104 с.
7. Апсит, В.В. Синхронные машины с когтеобразными полюсами / В.В.Апсит. – Изд.- во Академии наук Латвийской ССР: Рига, 1959. - 298 с.
8. А.с. СССР №1334288, МКИ H02K 9/04, 19/36. Зубков Ю.В., Фельзинг А.П. Вращающийся выпрямительный узел/ Ю.В. Зубков [и др]. // Куйбышевский политехнический институт им. В.В. Куйбышева, Заявл. 07.04.86. – Оpubл. 30.08.87, Бюл. 32.
9. А.с. СССР №1394347, МКИ H02K 29/00. Зубков Ю.В., Фельзинг А.П., Скороспешкин А.И. Бесконтактный электрический генератор постоянного тока / Ю.В. Зубков [и др]. // Куйбышевский политехнический институт им. В.В. Куйбышева, Заявл. 07.04.86. – Оpubл. 07.05.88, Бюл. 17.
10. А.с. СССР №1601692, МКИ H02K 1/12, 19/00. Электрическая машина совмещенного типа / Ю.В. Зубков [и др]. // Куйбышевский политехнический институт им. В.В.Куйбышева, Заявл. 13.07.87. – Оpubл. 22.06.90, Бюл. 28

11. Афанасьев, А.Ю. О методе случайного поиска с обучением для оптимального проектирования электромагнитных устройств / А.Ю. Афанасьев, В.А. Новиков // Автоматизация проектирования в энергетике и электромеханике: Сб. науч. тр. – Вып.1. – Иваново. 1977. – С. 28 – 33.
12. Балагуров, В.А. Оптимальное проектирование асинхронных генераторов на минимум массы / В.А. Балагуров, А.А. Кецарис, А.Н. Ледовский, В.В. Лохнин // Электротехника. – 1979. – № 5. – С. 37–46.
13. Балагуров, В.А. Проектирование специальных электрических машин переменного тока / В.А. Балагуров. – М.: Высшая школа, 1982. – 272 с.
14. Балагуров, В.А. Электрические генераторы с постоянными магнитами / В.А. Балагуров, Ф.Ф. Галтеев. - М.: Энергоатомиздат, 1988. - 280 с
15. Бамдас, А.М. Каскадный бесконтактный генератор / А.М. Бамдас, Р.Н. Катков, С.В. Шапиро // Известия высших учебных заведений «Электромеханика». - 1958. - №5. - С.50-54.
16. Басакер, Р. Конечные графы и сети / Р. Басакер, Т. Саати. – М.: Наука, 1974. – 531 с.
17. Беспалов, В.Я. Исследование пульсаций электромагнитного момента синхронных машин с постоянными магнитами с целым и дробным значениями q / В.Я. Беспалов, М.Е. Коварский, А.О. Сидоров // Электричество. – 2018. - №5. – С.45-51.
18. Бертинов, А.И. Бесконтактные электрические машины постоянного тока / А.И. Бертинов, В.Л. Лотоцкий. – М.: Информстандартэлектро, 1967. – 68 с.
19. Бертинов, А.И. Специальные электрические машины (Источники и преобразователи энергии) / А.И. Бертинов, Д.А. Бут, С.Р. Мизюрин. - М.: Энергоатомиздат, 1982. - 552 с.
20. Бертинов, А.И. Электрические машины авиационной автоматики / А.И. Бертинов. – М.: Оборонгиз, 1961. – 429 с.
21. Бессонов, Л.А. Теоретические основы электротехники: Учебн. пособие, 9-е изд. / Л.А. Бессонов. – М.: Гардарики, 2001. – 317 с.

22. Бинс, К. Анализ и расчет электрических и магнитных полей / К. Бинс, П. Лауренсон. – М.: Энергия, 1970. – 376 с.
23. Брежнев, А.М. Аппроксимация характеристики намагничивания с учетом влияния температуры / А.М. Брежнев // Изв. вузов Электромеханика. – 1984. – № 2. – С. 36–40.
24. Брынский, Е.А. Электромагнитные поля в электрических машинах / Е.А. Брынский, Я.Б. Данилевич, В.И. Яковлев. – Л.: Энергия, 1979. – 176 с.
25. Бут, Д.А. Бесконтактные электрические машины / Д.А.Бут. – М.: Высшая школа, 1985. – 225 с.
26. Виноградов, С.В. Способ аппроксимации основной кривой намагничивания / С.В. Виноградов, Е.М. Нищенко // Электричество. – 1974. - № 12. – С .68 – 70.
27. Вольдек, А.И. Электрические машины: учебник для вузов / А.И.Вольдек. – Л.: Энергия, 1974. – 824 с.
28. Высоцкий, В.Е. Математическое моделирование и оптимальное проектирование вентильных электрических машин / В.Е. Высоцкий, Ю.В. Зубков, П.В. Тулупов. – М.: Энергоатомиздат, 2007. – 340 с.
29. Гаккель, Е.Я., Рудая К.И., Пушкарев И.Ф. Электрические машины и электрооборудование тепловозов / Е.Я. Гаккель, К.И. Рудая, И.Ф. Пушкарев - М.: Транспорт, 1981. - 256 с.
30. Геллер Б., Гамата В. Высшие гармоники в асинхронных машинах: пер. с англ. под ред. Каганова З.Г. / Б. Геллер, В. Гамата. – М.: Энергия, 1981.- 352с.
31. Гладков, Л.А. Биоинспирированные методы в оптимизации / Л.А. Гладков, В.В. Курейчик, В.М. Курейчик, П.В. Сороколетов – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2009. – 384 с.
32. Глебов, И.А. Системы возбуждения синхронных генераторов с управляемыми преобразователями / И.А. Глебов. – М.: Изд.-во АН СССР, 1960. – 335 с.
33. Говорков, В.А. Электрические и магнитные поля / В.А. Говорков. – М.: Энергия, 1968. –488 с.
34. Гречихин, В.В. Моделирование магнитных полей разомкнутых магнитных систем с малыми воздушными зазорами модифицированным методом интеграль-

ных уравнений / В.В. Гречихин, Ю.В. Юфанова // Изв. вузов Электромеханика. – 2001. - №4. – С.5-8.

35. Демирчян, К. С. Расчет трехмерных магнитных полей методом конечных элементов / К. С. Демирчян, Н. И. Солнышкин // Изв. АН СССР. Сер.энергетика и транспорт. – 1975. – № 5. – С. 39–45.

36. Дистель, Р. Теория графов. Пер. с англ. / Р. Дистель. - Новосибирск: Издательство института математики, 2002. - 336 с.

37. Елистратов, В.В. Возобновляемая энергетика / В.В. Елистратов – Министерство образования и науки Российской Федерации, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого. - 3-е изд., доп. - Санкт-Петербург : Изд-во политехнического ун-та, 2016. - 421 с.

38. Жерве, Г.К. Промышленные испытания электрических машин / Г.К. Жерве. – Л.: Энергоатомиздат, 1984. – 407 с.

39. Загрядцкий, В.И. Совмещенные электрические машины / В.И. Загрядцкий. - Кишинев: КартяМолдованяска, 1971. - 184с.

40. Зечихин, Б.С. Расчётные коэффициенты синхронных машин с редкоземельными магнитами / Б.С. Зечихин, С.В. Журавлёв, Д.А.Ситин // Электричество. 2009, № 3. С. 35-40.

41. Зорич, В.А. Математический анализ. Часть 1. - изд. 2-е, испр. и доп. / В.А.Зорич. - М.: ФАЗИС, 1997. – 554 с.

42. Зубков, Ю.В. Алгоритм расчета вентильного генератора совмещенного типа / Ю.В. Зубков, П.В. Тулупов // В сб.: Компьютерные технологии в науке, практике и образовании: Тр. 9-й Всероссийской научно - практической конференции. Самара: – 2010. - С. 190-193.

43. Зубков, Ю.В. Анализ влияния длины полюсной дуги на мощность и реакцию якоря магнитоэлектрического стартера / Ю.В. Зубков, Ю.А. Макаричев // Вестник транспорта поволжья. 2016, №2(56). С.25-29.

44. Зубков, Ю.В. Анализ изобретательской активности в области технологии изготовления электрических машин с применением компьютерных технологий / Ю.В. Зубков, П.В. Тулупов // В сб.: Компьютерные технологии в науке, практике

и образовании: Тр. 9-й Всероссийской научно - практической конференции. Самара: – 2010. - С. 193-196.

45. Зубков, Ю.В. Аппроксимация кривых намагничивания электротехнической стали при проектировании совмещенных электромеханических преобразователей / Ю.В. Зубков, В.Е. Верещагин // Изв. вузов Электромеханика. –2007. - № 6. - С.19-22.

46. Зубков, Ю.В. Выбор рациональной геометрии ротора бесконтактного генератора совмещенного типа / Ю.В. Зубков, В.Н. Овсянников // Вестник транспорта поволжья. 2013, №6(42).- С.26-30.

47. Зубков, Ю.В. Выбор электрически совмещенной обмотки для бесщеточного возбуждения / Ю.В. Зубков // Труды Межд.науч.-техн. конф. «Состояние и перспективы развития электротехнологии», Иваново. - 2013, Т.3.- С. 99-102.

48. Зубков, Ю.В. Идентификация параметров синхронного генератора с возбуждением от постоянных магнитов методом численного моделирования магнитного поля / Ю.В. Зубков, Э.Г. Чеботков // Вестник СамГТУ. Технические науки. – 2015. - №3(47). - С. 136-141.

49. Зубков, Ю.В. Имитационное моделирование вентильного генератора совмещенного типа / Ю.В.Зубков // Вестник СамГТУ.Технические науки.– 2016. - №1(49). - С.96-102.

50. Зубков, Ю.В. Магнитное поле высших гармонических в зазоре возбудителя синхронного генератора совмещенного типа / Ю.В. Зубков // Вестник СамГТУ. Технические науки. – 2013. - №2(38). - С.152-157.

51. Зубков, Ю.В. Методология проектирования бесщеточных генераторов с магнитоэлектрическим возбуждением с учетом результатов анализа магнитного поля / Ю.В. Зубков // Вестник транспорта поволжья. 2018, №2(68).- С.20-27.

52. Зубков, Ю.В. Многокритериальная оптимизация бесконтактного генератора совмещенного типа / Ю.В. Зубков, А.П. Фельзинг // Специальные электрические машины: Сб. науч. тр.- Куйбышев.-1989.- С.9-20.

53. Зубков, Ю.В. Моделирование бесконтактного генератора совмещенного типа в оптимизационных расчетах / Ю.В. Зубков // Вестник СамГТУ. Технические науки. – 2012. - №1(33). - С.127-133.
54. Зубков, Ю.В. Моделирование электромагнитных процессов вентильного генератора совмещенного типа / Ю.В. Зубков, П.В. Тулупов // Изв. Вузов Электромеханика. – 2011. - № 3. - С. 52-54.
55. Зубков, Ю.В. Определение параметров и коэффициента рассеяния магнитной системы синхронного генератора с магнитоэлектрическим возбуждением / Ю.В. Зубков, Ю.Н. Кузнецова // Материалы межд.науч.-техн.конф. «Состояние и перспективы развития электро- и теплотехнологии» (18 Бернадосовские чтения), т.3, Электротехника, Иваново 2015.-С.128-131.
56. Зубков, Ю.В. Расчет магнитного поля вентильного генератора совмещенного типа / Ю.В. Зубков // Проблемы электротехники, электроэнергетики и электротехнологии: Труды 4 Междунар. науч.-техн. конф., часть 1.- Тольятти, 2012. С. 40-46.
57. Зубков, Ю.В. Расчет максимальных превышений температуры обмоток вентильного двухкаскадного генератора с электромагнитным возбуждением / Ю.В. Зубков, Ю.Н. Иванников //Труды 6-ой межд.науч.-техн.конф. «Электроэнергетика глазами молодежи», т.1, Иваново 2015.- С.367-370.
58. Зубков, Ю.В. Расчет температурного поля бесщеточного генератора с жидкостным охлаждением / Ю.В. Зубков, Ю.Н. Иванников // Материалы Всероссийской научно- практической конференции «Электротехнические комплексы и системы», Уфа 2015.-С.100-105.
59. Зубков, Ю.В. Температурный режим магнитоэлектрического стартера при пуске газотурбинного двигателя / Ю.В. Зубков, Ю.Н. Иванников, Д.О. Буйлова // Материалы 7 межд. науч.-практ. конф. «Актуальные проблемы энергетики АПК», Саратов 2016. - С.74-76.
60. Зубков, Ю.В. Численное моделирование магнитного поля при расчете нагрузочного режима вентильного генератора / Ю.В. Зубков, Ю.Н. Кузнецова //

Материалы 6 межд.науч.-практ.конф. «Актуальные проблемы энергетики АПК», Саратов 2015. -С.68-70.

61. Зубков, Ю.В. Экспериментальное исследование бесщеточного генератора с интегрированным возбудителем / Ю.В. Зубков // Вестник СамГТУ. Технические науки. – 2018. - №2(58). - С.110 -117.

62. Зубков, Ю.В. Эффективность электрически совмещенной короткозамкнутой обмотки вентильного генератора / Ю.В.Зубков // Вестник СамГТУ. - №1(37) 2013, Технические науки. С. 191-196.

63. Зубков, Ю.В., Давидков А.И. Бесщеточный генератор с интегрированным гибридным возбуждением / Ю.В. Зубков, А.И.Давидков //Труды Международной научно-практической конференции «Ашировские чтения», Самара 2017. - С. 686-691.

64. Зубков, Ю.В. Некоторые аспекты проектирования обмоток ротора бесщеточных генераторов / Ю.В. Зубков, А.П. Фельзинг // Разработка и исследование специальных электрических машин: Сб. науч. тр. – Куйбышев, - 1987. – С.136-147.

65. Зубков, Ю.В.Автономный источник питания / Ю.В. Зубков, А.П. Фельзинг, М.И. Гроссман // Электрические машины специального назначения: Сб. науч. тр.-Куйбышев.-1985.- с.75-88.

66. Зубков, Ю.В. Параметрическая оптимизация вентильного генератора совмещенного типа / Ю.В. Зубков, В.Н. Овсянников // Труды Всероссийской науч.-техн. конф. «Энергетика: состояние, проблемы, перспективы», Оренбург. - 2012. С. 240-246.

67. Иванов-Смоленский, А.В. Электромагнитные поля и процессы в электрических машинах и их физическое моделирование: учебник для вузов / А.В.Иванов-Смоленский. – М.: Энергия, 1969. – 304 с.

68. Иванов-Смоленский, А.В.Электрические машины: Учебник для вузов / А.В. Иванов-Смоленский. - М.: Энергия, 1980. - 928 с.

69. К аппроксимации кривой намагничивания /Р.А. Мустафаев, М.А. Набиев, З.А. Гулиев, Н.М. Гаджибалаев // Электричество.- 2004.№5. – С.47-49.

70. Кадочников, А.И. Аппроксимация кривой намагничивания параболической сплайн-функцией /А.И.Кадочников, Е.Б.Хан// Изв.вузов Электромеханика.- 1991. - №3. -С.70-73.
71. Казаков, Ю. Б. Расчет плоско-меридианного магнитного поля в системах с постоянными магнитами методом конечных элементов / Ю. Б. Казаков, Ю. И. Страдомский, Ю. А. Щелькалов // Электричество. – 1992. – №7. – С. 45– 48.
72. Кениг, Герман Е. Теория электромеханических систем / Герман Е. Кениг, Вильям А. Блэкуэлл. – М.-Л.: Энергия, 1965. – 424 с.
73. Корн, Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн. – М.: Наука, 1978. – 650 с.
74. Корнейчук, Н.П. Сплаины в теории приближения / Н.П. Корнейчук – М.: Наука, 1984. – 352 с.
75. Костырев, М.Л. Автономные асинхронные генераторы с вентильным возбуждением / М.Л. Костырев, А.И. Скороспешкин. – М.: Энергоатомиздат, 1993. – 160 с.
76. Кростосфидес, Н. Теория графов. Алгоритмический подход / Н. Кростосфидес. – М.: Мир, 1978. – 429 с.
77. Ледовский, А.Н. Оптимальное проектирование индукторных генераторов. / А.Н. Ледовский, А.М. Сугробов // Электричество. – 1980.– № 5. – С. 20–31.
78. Ледовский, А.Н. Электрические машины с высококоэрцитивными постоянными магнитами / А.Н.Ледовский. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 168 с.
79. Лутидзе, Ш.И. Введение в динамику синхронных машин и машинно-полупроводниковых систем / Ш. И. Лутидзе, Г. В. Михневич, В. А. Тафт. - М.: Наука, 1973. - 338 с.
80. Люк, Ю. Специальные математические функции и их аппроксимации /Ю. Люк. –М.: Мир, 1980. – 608 с.
81. Макаричев, Ю.А. Исследование тепловых процессов автономного генератора совмещенного типа методом моделирования температурных полей / Ю.А. Макаричев, Ю.В. Зубков, Ю.Н. Иванников // Вестник СамГТУ. Технические науки. – 2015. - №4(48). - С.93-100.

82. Макаричев, Ю.А. Математическая модель синхронного генератора ветро-энергетической установки малой мощности / Ю.А. Макаричев, Ю.В. Зубков, А.С. Ануфриев, В.П. Певчев // Вестник СамГТУ. Технические науки. – 2017. - №3(55). - С.66 -74.
83. Макаров, И.М. Линейные автоматические системы / И.М. Макаров, Б.М. Менский. – М.: Машиностроение, 1977. – 464 с.
84. Макаров, И.М. Теория выбора и принятия решений / И.М. Макаров – М.: Наука, 1982. – 269 с.
85. Михайлов – Микулинский, М.С. Расчет магнитных цепей электрических машин с двумя вращающимися полями. / М.С. Михайлов - Микулинский // Изв.вузов Электромеханика. – 1962. – № 10. – С. 30–41.
86. Науменко, В.И. Авиационные электрические машины с интенсивным охлаждением / В.И. Науменко, О.Г. Ключков. – М.: Машиностроение, 1977. – 238 с.
87. Никифоров А.Д. Экспериментальное исследование устойчивости предпочтений при выполнении ЛПР некоторых операций в задачах принятия решений / А.Д. Никифоров, С.Б. Ребрик, Л.П. Шепталова // Процедуры оценивания многокритериальных альтернатив: сб. науч. тр. – Вып. 9. – М., 1984. – С. 86 – 97.
88. Новик, Я. А. Численный расчет магнитного поля методом конечных элементов в электрических машинах с учетом насыщения стали / Я. А. Новик // Изв. АН Латв. ССР. Сер.физ. и техн. наук. –1974. – № 5. – С. 96–104.
89. Новокшенов, В.С. Исследование и расчет магнитной цепи совмещенных электрических машин / В.С. Новокшенов // Технические науки: сб. науч. трудов.– 1966. – Вып. 3. – С. 48 – 59.
90. Новокшенов, В.С. Обмоточный коэффициент и условия совместимости разнополюсных машин в одном магнитопроводе / В.С. Новокшенов // Изв. Томского политехн. ин-та.– 1963. – Т. 117. – С. 148 – 162.
91. Огорчак, А.Р. Графоаналитическое определение потерь в стали при комбинированном намагничивании / А.Р. Огорчак // Изв. вузов Электромеханика. - 1966. – № 12. – С. 74 – 83.

92. Одилов, Г. Дифференциальное рассеяние обмотки якоря явнополюсной синхронной машины / Г. Одилов // Электричество. - 2002.- №.12. - С.66-69.
93. Осин, И.Л. Синхронные микродвигатели с постоянными магнитами / И.Л. Осин, В.П. Колесников, Ф.М. Юферов. - М.: Энергия, 1976. - 232 с.
94. Павлинин, В.М. Магнитная проницаемость электротехнической стали при подмагничивании потоком повышенной частоты / В. М. Павлинин, Н.С.Сиунов // Изв. вузов Электромеханика. – 1961. – № 2. – С. 321–337.
95. Паластин, Л.М. Синхронные машины автономных источников питания / Л.М. Паластин. – М.: Энергия, 1980. – 384 с.
96. Пеккер, И. И. Расчет магнитных систем методом интегрирования по источникам поля / И. И. Пеккер // Изв. вузов. Электромеханика. – 1964. – №10. – С. 1047-1051.
97. Пеккер, И. И. Расчет постоянных магнитов путем интегрирования по источникам поля / И. И. Пеккер // Изв. вузов. Электромеханика. – 1969. – №6. – С. 599–606.
98. Попов, В.И. Электромашинные совмещенные преобразователи частоты / В.И.Попов. – М.: Энергия, 1980. – 176 с.
99. Попова, В.П. Исследование частотных характеристик электротехнических сталей / В.П. Попова // Электричество. – 1967.– № 5.– С. 43–51.
100. Проектирование электрических машин: Учебник для вузов / И.П. Копылов [и др.]. – М.: Высшая школа, 2005. - 767 с.
101. Пустыльник, М.Л. Высоконагревостойкая изоляция электрических машин и аппаратов / М.Л. Пустыльник, Э.З. Аснович // Электротехническая промышленность. Сер. 21, Электроизоляционные материалы. – 1986. -Вып. 1(6). – С. 1–56.
102. Рихтер, Р. Электрические машины. Том 4. Индукционные машины. Учебное пособие для энергетических вузов. Перевод с немецкого под редакцией Ю.С. Чет. / Р. Рихтер. – Л.– М.: ГОНТИ. Редакция энергетической литературы, 1939. – 478 с.
103. Рихтер, Р. Электрические машины. Синхронные машины и одноякорные преобразователи. Т.2 / Р. Рихтер. – Л.-М.: ОНТИ НКТП СССР, 1935. – 690 с.

104. Сайман, Г. Наука об искусственном / Г. Сайман. – М.: Мир, 1972. – 192 с.
105. Самарский А.А. Теория разностных схем / А.А. Самарский. – М.: Наука, 1982. – 271 с.
106. Сегерлинд, Л. Применение метода конечных элементов / Л. Сегерлинд. – М.: Мир, 1979. – 393 с.
107. Сергеев, П.С. Проектирование электрических машин / П.С. Сергеев, Н.В. Виноградов, Ф.А.Горяинов. – М.: Энергия, 1989. – 538 с.
108. Сильвестер, П. Метод конечных элементов для радиоинженеров и инженеров электриков / П. Сильвестер, Р. Феррари. – М.: Мир, 1986. – 229 с.
109. Скороспешкин, А.И. Бесконтактный электромашинный усилитель / А.И. Скороспешкин, Э.Н. Подборский, Э.Ф. Оберган // Изв. Томского политехн. ин-та.– 1966. – Т. 145. – С. 76 – 89.
110. Скороспешкин, А.И. К расчету магнитной цепи совмещенных электрических машин / А.И. Скороспешкин, М.Л. Костырев // Изв. Томского политехн. ин-та. –1967. - Т. 162. – С. 25 – 42.
111. Скороспешкин, А.И. Математическая модель бесконтактного вентильного генератора / А.И. Скороспешкин, Ю.В. Зубков, А.П. Фельзинг // В сб.: Электромеханотроника. Тр. 1 Всесоюзн. конф.- Ленинград.- 1987.- С.21-23.
112. Скороспешкин, А.И. Многокритериальная задача оптимального синтеза бесконтактного авиационного генератора. / А.И. Скороспешкин, Ю.В. Зубков, А.П. Фельзинг // Труды Всесоюзного научно-технического семинара по электромеханотронике. – Л., 1989. – С. 23–24.
113. Скороспешкин, А.И. Расчетно-оптимизационный комплекс бесконтактного генератора совмещенного типа / А.И. Скороспешкин, Ю.В. Зубков, А.П. Фельзинг // Изв. вузов Электромеханика. – 1989. – № 5. – С. 37 – 43.
114. Соболев, И.Н. Выбор оптимальных параметров в задачах со многими критериями / И.Н. Соболев, Р.Б. Статников – М.: Наука, 1981. – 110 с.
115. Тамм, И.Е. Основы теории электричества: Учеб.пособие для вузов. 10-е изд. / И.Е. Тамм. -М.: Наука, 1989.- 504 с.

116. Татур, Т.А. Основы теории электромагнитного поля: Справ.пособие для электротехнич. спец. вузов / Т.А. Татур. – М.: Высш.шк., 1989. - 271 с.
117. Тафт, В.А. Электрические цепи с переменными параметрами / В.А. Тафт. - М.: Энергия, 1968. - 327 с.
118. Теоретические основы электротехники: В 3- ч. _ Ч.2 и 3: Нелинейные электрические цепи. Электромагнитное поле / Г.И. Атабеков [и др.]. Под ред. Г.И. Атабекова. – М.: Энергия, 1979. – 432 с.
119. Теоретические основы электротехники: учебник для вузов: В 3 т. – Т. 3. / К.С. Демирчян[и др.]. – СПб.: Питер, 2004. – 377 с.
120. Торопцев, Н.Д. Асинхронные генераторы автономных систем / Н.Д. Торопцев. - М.: Знак, 1997. – 288 с.
121. Уайт, Д. Электромеханическое преобразование энергии / Д.Уайт, Г.Вудсон. - М.: Энергия, 1964.- 528 с.
122. Фальковский, О.И. Техническая электродинамика: Учебник для вузов. 2-е изд. / О.И. Фальковский. – СПб.: Лань, 2009. – 432 с.
123. Фельзинг А.П. К применению совмещенных обмоток для синхронных машин / А.П.Фельзинг, М.Л.Костырев, А.И.Скороспешкин// Изв. Томского политехн. ин-та.– 1972, Т. 229. – С. 101 – 104.
124. Фельзинг, А.П. Некоторые вопросы проектирования бесконтактного автомобильного генератора совмещенного типа / А.П. Фельзинг, А.А. Пчелинцев, Н.Е. Высоцкий, В.А. Сергеев // Электрические машины. Машиновентильные системы: сб. научн. тр. – Куйбышев: 1978, – С. 36–42.
125. Фильтц, Р.В. Дискретный аналог оператора Гамильтона / Р.В. Фильтц // Мат. методы и физ.-мех. поля. 1985, – вып.23. – С.10-22.
126. Фильтц, Р.В. Численный метод алгебраизации уравнений Максвелла при расчетах полей в электрических машинах методом конечных разностей / Р.В. Фильтц // Изв. вузов Электромеханика. – 1990. - №9. – С.29-35.
127. Флетчер, К. Численные методы на основе метода Галеркина / К. Флетчер.- М.: Мир,- 1988. – 352 с.

128. Черных, И.В. Моделирование электротехнических устройств в MATLAB, SimPowerSystems и Simulink. 1-е издание / И.В. Черных. – М.: ДМК Пресс, 2007. – 288 с.
129. Шуйский, В.П. Расчет электрических машин / В.П. Шуйский. – М.: Энергия, 1968. – 732 с.
130. Ютт, В.Е. Электрооборудование автомобилей / В.Е. Ютт. – М.: Горячая линия - Телеком, 2006. – 440 с.
131. Яковлев, Г.С. Судовые электроэнергетические системы / Г.С. Яковлев. – Л.: Судостроение, 1987. – 270 с.
132. Boldea, I. Variable speed generators / I. Boldea. – CRC Press, Taylor & Francis: – 2006. – 516 p.
133. Bottauscio, O. Role of magnetic materials in a novel electrical motor generator for the more electric aircraft / O. Bottauscio, G. Serra, M. Zucca // IEEE Transactions on Magnetics. – 2014, vol. 50, no. 4. – P. 1165 – 1172.
134. Chen, C.W. Temperature dependence of magnetic properties of silicon - iron. / C.W. Chen // J. Appl. Phys. – 1958. – V. 29. – № 9. – P. 23 – 46.
135. Coey, J. M. D. Hard magnetic materials: A perspective / J. M. D. Coey // IEEE Transactions on Magnetics, vol. 47, no. 12, 2011. – P. 4671 - 4681.
136. Deleroi, W. Synchronous machines connected to semiconductor rectifiers / W. Deleroi // Proc. Int. Conf. Elec. Mach. Budapest. - 1982. – Pt. 2. – P. 427–430.
137. Di Tommaso, A.O. An exact method for the determination of differential leakage factors in electrical machines with non-symmetrical windings / A.O. Di Tommaso, F. Genduso, R. Miceli [et al] // IEEE Transactions on Magnetics. – 2016, vol. 52, no. 9. – P. 1-9.
138. Fleming, P.J. Application of multiobjective optimization to compensator design for SISO control systems / P.J. Fleming // Electronics Letters. - 1986. – Vol. 22. – № 5. – P. 258 – 259.
139. Freeman, E. M. An open boundary technique for axisymmetric and three dimensional magnetic and electric field problems / E. M. Freeman, D. A. Lowther // IEEE Trans. on Magn. – 1989. – Vol. 25. – No. 5. – P. 4135–4137.

140. Fu, X. Iron loss in permanent magnet-inductor hybrid excitation synchronous generator / X. Fu, X. Li, Da Xu [et al] // IEEE Transactions on Magnetics. – 2014, vol. 50, no. 1.
141. Garrido, M.S. Edutetheorique et experimental de la generative a redresseur / M.S. Garrido // Revue. – 1972. – № 3. – P. 32 – 57.
142. Hahn, I. Heuristic structural optimization of the permanent magnets used in a surface mounted permanent-magnet synchronous machine / I. Hahn // IEEE Transactions on Magnetics, vol. 48, no. 1, 2012. –P.118 - 127.
143. Harrington, E.C. The Desirability Function/ E.C. Harrington // Industrial Quality Control. – 1965. - No 21. –P. 494-498.
144. Huang, Wan-Ying. Optimization of magnet segmentation for reduction of eddy-current losses in permanent magnet synchronous machine / Wan-Ying Huang, A. Bettayeb, R. Kaczmarek, J.-C. Vannier // IEEE Trans. Energy Convers., vol. 25, no. 2, pp. 381–387, Jun. 2010.
145. Katsumi, Y. Modeling of salient-pole synchronous machines assisted by permanent magnets / Y. Katsumi, T. Syuichi, Sh. Kazuo [et al] // IEEE Transactions on Magnetics, vol. 47, no. 10, 2011. –P.3028-3031.
146. Kowal, D. Comparison of frequency and time-domain iron and magnet loss modeling including PWM harmonics in a PMSG for a wind energy application / D. Kowal, P. Sergeant, L. Dupre, H. Karmaker // IEEE Trans. Energy Convers., vol. 30, no. 2, pp. 476–486, Jun. 2015.
147. Kuipers, L. Uniform distribution of sequences / L. Kuipers, H. Neiderreiter. – New York: J. Willey. - 1974. – 390 p.
148. Kurz, S. An improved algorithm for the BEM-FEM – coupling method using domain decomposition / S. Kurz, J. Fetzer, G. Lehner. // IEEE Transactions on Magnetics, 1995. – Vol. 32. – No. 3. – P. 1737–1740.
149. Larichev, O. Modeling Multiattribute information processing strategies in a binary decision / O. Larichev, V. Boichenko // Task. Arg. Behav. and Human Perform. – V. 26. – 1980. – P. 521 – 528.

150. Li, G. Excitation winding short-circuits in hybrid excitation permanent magnet motor / G. Li, S. Hloui, J. Ojeda, E. Hoang // *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 29, no. 3, pp. 567–575, Sep. 2014.
151. Meeker, D. Finite Element Method Magnetics. Version 4.2. User's Manual, September 26, 2006. – [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.femm.berlios.de>.
152. Nøland, J.K. Design and characterization of a rotating brushless outer pole PM exciter for a synchronous generator / J. K. Nøland, F. Evestedt, J. J. P´erez-Loya [et al] // *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 14, no. 8, 2015. – P.1-11.
153. Nonaka, S. Magnetic field analysis of brushless 2-pole synchronous generator without exciter by finite element method / S. Nonaka, K. Kesamaru // *Proc. of Int. Conf. on Industry Applications Society Annual Meeting, San Diego, CA, USA, October 1989*, pp. 308-313
154. Novak, G. Improved model based on the modified Steinmetz equation for predicting the magnetic losses in non-oriented electrical steels that is valid for elevated temperatures and frequencies / G. Novak, J. Kokošar, M. Briceelj [et al] // *IEEE Transactions on Magnetics*. – 2017, vol. 53, no. 10. – P. 3657 – 3663.
155. Pierrat, L. Dynamic models of polyphase rectified output alternators / L. Pierrat, H. Buyse, F. Labrique // *Modeling and Simul. Eng. 10-th IMACS World Congr. Syst. Simul. And Ski. Comput. Montreal. - 1982. – V. 3 – P. 221 – 227.*
156. Pierrat, L. Transient behaviour of rectified output alternators with a large number of phases. / L. Pierrat, F. Labrique // *Proc. Int. Conf. Elec. Mach., Budapest. – 1982. – Pt2. – P. 557 – 570.*
157. Ponomarev, P. Selection of Geometric Design Variables for Fine Numerical Optimizations of Electrical Machines / P. Ponomarev, I. Petrov, N. Bianchi [et al] // *IEEE Transactions on Magnetics*. – 2015, vol. 51, no. 12. – P. 1-8.
158. Pyrhönen, J. Permanent-magnet length effects in AC machines / J. Pyrhönen, V. Ruuskanen, J. Nerg [et al.] // *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 46, no. 10, 2010. – P. 3783-3789.

159. Qazalbash, A.A. Rotor eddy current power loss in permanent magnet synchronous generators feeding uncontrolled rectifier loads/ A.A. Qazalbash, S.M. Sharkh, NT. Irenji[et al] // IEEE Transactions on Magnetics. – 2014, vol. 50, no. 6.- P. 2321 – 2327.
160. Retter, G. Magnetische felder und kreise/ G. Retter. – Berlin: VEB DeutscherVerlag der Wissenschaften, 1961. - 228 S.
161. Saribatir, B. An efficient method for design optimization of synchronous generators. / BechetSaribatir, ErtanBulent // Proc.Int.Conf.Elec.Mach., Budapest. - 1982.–Pt. 2. – P. 412 – 415.
162. Seok-Hee Han, W. L. Reducing harmonic eddy-current losses in the stator teeth of interior permanent magnet synchronous machines during flux weakening / W. L. Seok-Hee Han, T. M. Soong, M. K. Jahns, M. S. Guven // IEEE Trans.Energy Convers., vol. 25, no. 2, pp. 441–449, Jun. 2010.
163. Shahnazari, M. Improved dynamic average modeling of brushless excitation system in allrectification modes / M. Shahnazari, A. Vahedi // IET Electric Power Applications.- 2010, vol. 4, no. 8. -P. 657–669.
164. Shen, Y. Analytical prediction of optimal split ratio for fractional-slot external rotor PM brushless machines // Y.Shen, Z. Q. Zhu // IEEE Transactions on Magnetics, vol. 47, no. 10, 2011. –P.4187-4190.
165. Slovic, P. Behavioral decision theory / P. Slovic, B. Fischhoff // Ann. Psych. Rev. – V. 28. – 1984. – P. 327 – 339.
166. Vido, L., Amara Y., Gabsi M., et al. Compared performances of homopolar and bipolar hybrid excitation synchronous machines / L. Vido, Y. Amara, M. Gabsi et al. // Proc. of Int. Conf. on Industry Applications Conf., October 2005, pp. 1555-1560.
167. Wang, A. Comparison of five topologies for an interior permanent-magnet machine for a hybrid electric vehicle/A. Wang, Y. Jia, W. L. Soong // IEEE Transactions on Magnetics, vol. 47, no. 10, 2011. –P.3606 - 3609.
168. Winter, O. Augmented temperature degrading effect of rare earth magnets arranged in segmented halbach arrays / O. Winter , Ch. Kral , E. Schmidt // IEEE Transactions on Magnetics. – 2012, vol. 48, no. 11.- P. 3335-3338.

169. Yamazaki, K. Iron loss model for rotating machines using direct eddy current analysis in electrical steel sheets / K. Yamazaki, N. Fukushima // IEEE Trans. Energy Convers., vol. 25, no. 3, pp. 633–641, Sep. 2010.
170. Yu, W. Comparison of hybrid excitation topologies for flux-switching machines / W. Yu, D. Zhiguan // IEEE Trans.Magn., 48(9), pp. 2518-2527.
171. Zhang, Li. Design and analysis of a new five-phase brushless hybrid-excitation fault-tolerant motor for electric vehicles/ Li Zhang, Y. Fan, R. D. Lorenz[et al] // IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 53, no. 4, 2017. – P.3428-3437.
172. Zhang, Zh.A New topology of low speed doubly salient brushless DC generator for wind power generation / Zh. Zhang, Y. Yan, Y. Tao // IEEE Transactions on Magnetics, vol. 48, no. 3, 2012. – P.1227-1233.
173. Zhou, P. Temperature-dependent demagnetization model of permanent magnets for Finite Element Analysis/P. Zhou, D. Lin, Y. Xiao, N. Lambert, M. A. Rahman // IEEE Transactions on Magnetics, vol. 48, no. 2, 2012. – P.1031 - 1034.
174. Zhou, Yu. Analytical calculation and optimization of magnetic field in spoke-type permanent-magnet machines accounting for eccentric pole-arc shape / Yu Zhou, H. Li, N. Ren [et al.] // IEEE Transactions on Magnetics. – 2017, vol. 53, no. 9.- P. 1-7.
175. Zhu, Sh. Theoretical and experimental analyses of a hybrid excitation synchronous generator with integrated brushless excitation / Sh. Zhu, Ch. Liu, K. Wang [et al.] // IET Electric Power Applications, 2016, vol.10, issue 4, pp.258-267.

ПРИЛОЖЕНИЯ

Первичные параметры БЭГ и ПМ

Параметр	Обозначение	Значение
Длина сердечника	l	40 мм
Немагнитный зазор	δ	1,5 мм
Внешний диаметр статора	D_1	400 мм
Внутренний диаметр статора	D_{1i}	303 мм
Внешний диаметр ротора	D_2	300 мм
Внутренний диаметр ротора	D_{2i}	240 мм
Конструктивный коэффициент полюсного перекрытия	α	0,8
Площадь поперечного сечения ПМ	$S_{ПМ}$	450 мм ²
Параметры геометрических моделей различных конструкций БЭГ	$\beta_1, \beta_2, \beta_4$	$\pi/9$
	$\alpha_1, \alpha_2, \alpha_4$	$\pi/11,25$
	l_1	41,75 мм
	d_1	10,78 мм
	l_2	41,89 мм
	d_2	10,74 мм
	d_3	11,75 мм
	θ	0,724 рад
	r	59,54 мм
	OO'	92,77 мм
	l_4	10,87 мм

Магнитоэлектрический стартер для электрозапуска газотурбинного двигателя

Проблемы повышения экологической безопасности и снижения эксплуатационных затрат не являются новыми для предприятий газотранспортной отрасли. По настоящее время для запуска газотурбинных двигателей (ГТД) в составе газоперекачивающих агрегатов (ГПА) применяется турбодетандерный способ, сопровождающийся выбросом в атмосферу больших объемов природного газа, что загрязняет окружающую среду и подвергает опасности возгорания транспортную систему перекачки газа.

С целью реализации экономичного и безопасного с точки зрения эксплуатации и экологии способа электростартерного пуска ГТД творческим коллективом кафедры «ЭМиАЭ» СамГТУ совместно с НПО «Шторм» в рамках договоров по НИР №94/15, №89/16 «Разработка методик электромагнитного и теплового расчетов электромеханических преобразователей для запуска газотурбинных двигателей» при непосредственном участии автора осуществлены проектирование, изготовление, испытания серии электрических стартеров с магнитоэлектрическим возбуждением. Технические данные стартеров приведены в табл. Б.1.

Технические данные стартеров для запуска ГТД

Таблица Б.1

Параметр/Вариант	1	2	3
Номинальная мощность, кВт	65	80	250
Номинальное напряжение, В	220/380		
Максимальный крутящий момент, $H \cdot m$	115	115	800
Частота вращения, об/мин	7560	9970	4800
Типы ГТД	НК-16СТ, НК-16-18СТ, НК-38СТ	НК-36СТ, НК-37, НК-38СТ	НК-361

Режим работы	Повторно-кратковременный
Охлаждение	Естественное

В вариантах 1 и 2 валы стартера и ГТД соединены через понижающий редуктор ($\kappa_{ред} = 2,89$), в варианте 3 – напрямую.

Стартер обеспечивает горячий запуск и режим холодной прокрутки, а также режим промывки газовоздушного тракта ГТД.

В таблице Б.2 приведены технические данные разработанного стартера на базе синхронной машины с магнитоэлектрическим возбуждением СТ-702 и выпускаемого в настоящее время электростартера СТЭ-18СТ на базе асинхронной машины с короткозамкнутым ротором. Обе машины предназначены для электрозапуска ГТД одного наименования.

Таблица Б.2

Параметр/Тип	СТ-702	СТЭ-18СТ
Номинальная мощность, кВт	80	60
Максимальная мощность, кВт	95	65
Номинальное напряжение, В	220/380	
Номинальный крутящий момент, $H \cdot m$	115	88
Максимальный крутящий момент, $H \cdot m$	136	95
Частота вращения вала стартера, соответствующая запуску ГТД, об/мин	9970	11600
Масса с редуктором, кг	52	57
Масса без редуктора, кг	25	27
Удельная масса, кг/кВт	0,31	0,45
Габариты, мм	210×440	210×460

Анализ данных табл.Б.2 показывает, что разработанный стартер предпочтительнее аналога практически по всем характеристикам. Он имеет по сравнению с СТЭ-18СТ удельную массу в полтора раза меньшую, максимальный крутящий

момент больше на 43% при меньшем коэффициенте редукции (3,84 против 4,45 у аналога). Габаритные размеры обоих типов электростартеров примерно одинаковы.

На рис.Б.1 – Б.3 показаны опытный образец стартера (вариант 2), преобразователь частоты *Delta*, обеспечивающий управление процессом запуска, статор стартера мощностью 250 кВт.

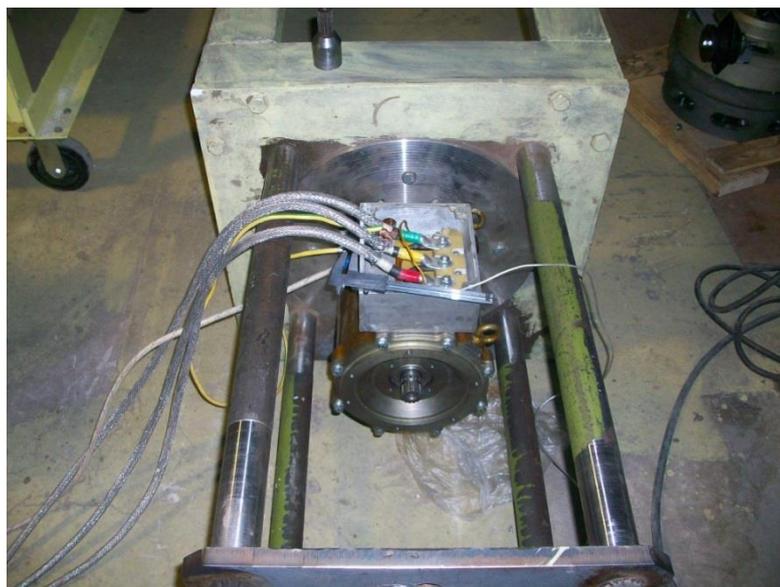


Рисунок Б.1- Стартер 80 кВт



Рисунок Б.2 - Преобразователь частоты



Рисунок Б.3 - Статор стартера 250 кВт

Разработанные изделия прошли успешные стендовые испытания на предприятиях заказчиков, что подтверждено соответствующими актами, приведенными в Приложениях Г, Д, К.

На рис.Б.4 показаны циклограммы горячего запуска ГТД НК-16-18-СТД посредством магнитоэлектрического стартера ЭСТ-80. На рисунках приведены зависимости изменения тока статора, рабочей частоты и напряжения при частотном пуске.

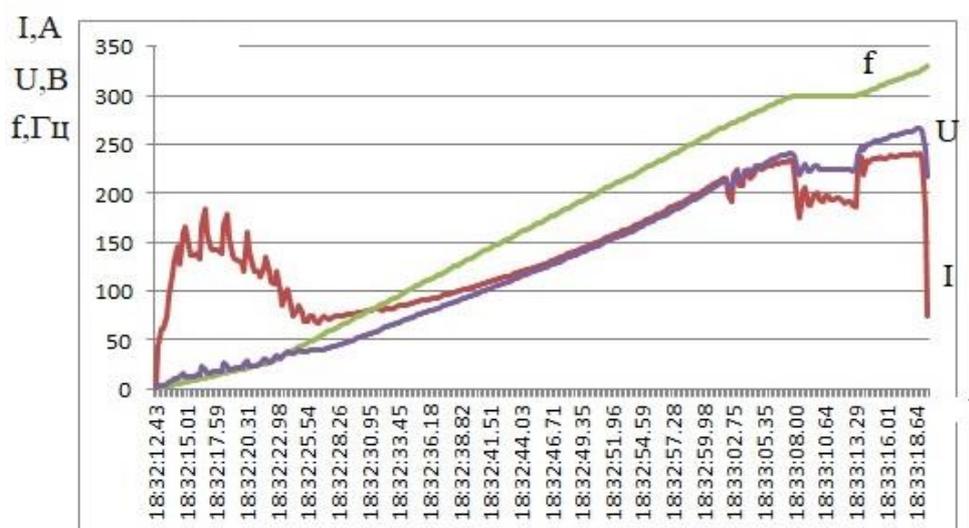


Рис.Б.4 - Циклограммы изменения тока, частоты, напряжения при горячем запуске ГТД

На рис.Б.5 показана циклограмма изменения тока при холодной прокрутке.

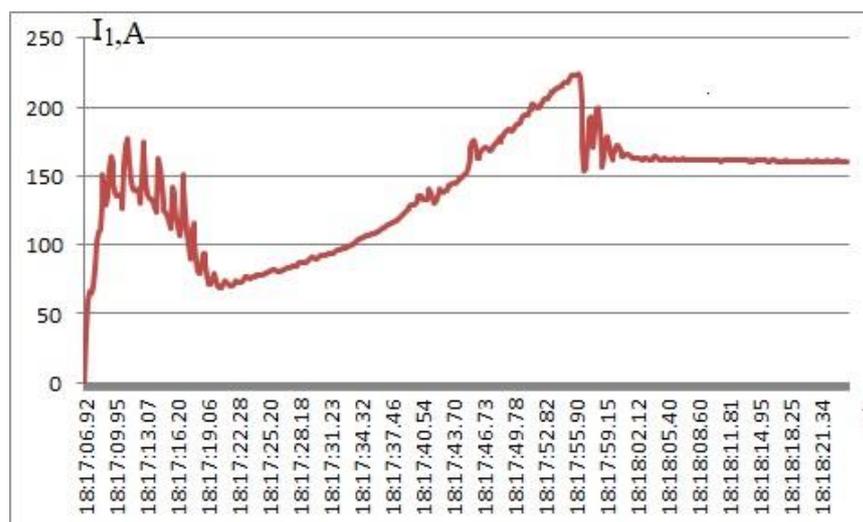


Рисунок Б.5. Циклограмма изменения тока статора при холодной прокрутке ГТД

Тепловой режим стартера

Теоретические основы проектирования и математическая модель стартера с возбуждением от постоянных магнитов не имеют принципиальных отличий от моделей магнитоэлектрических синхронных генераторов, подробно описанных в главах 5,6 настоящей работы. Существенное отличие заключается лишь в том, что системы электрозапуска ГТД работают в кратковременном или повторно-кратковременном режимах. Поэтому тепловой режим машины должен исследоваться в динамике, т.е. в функции времени со всеми вытекающими отсюда проблемами и сложностями.

Для газотурбинных двигателей НК-36СТ, НК-37, НК-38СТ система электрозапуска должна обеспечивать следующие режимы работ:

- холодная прокрутка (ХП);
- горячий запуск двигателя (ГЗ);
- пониженный режим ХП для охлаждения опоры турбины двигателя

после аварийного останова.

Время работы электростартера на режиме ХП до 300 с (5 мин), на режиме пониженной ХП – 1800 с (30 мин). Отключение электростартера в соответствии с

циклограммой запуска двигателя происходит при частоте вращения выходного вала 2600 об/мин или через 100 с. Допускается возможность 3-х кратного запуска (при неудачных попытках) с интервалом не менее 300 с между запусками. Наиболее нагруженным в тепловом отношении является режим горячего запуска.

В ходе исследований была поставлена задача расчета температурного поля стартера в режиме ГЗ, который является по сути повторно-кратковременным режимом работы. В качестве исследуемой машины был выбран стартер мощностью 80 кВт, и частотой вращения 9970 об/мин.

Исходные данные теплового расчета

Таблица Б.4

Плотность тока в обмотке якоря	$j_{я}, \frac{A}{M^2}$
Коэффициент заполнения паза якоря медь	$k_{з.я}$
Длина сердечника статора	$L, м$
Охлаждение	естественная конвекция с наружной поверхности
Диаметр неизолированного проводника якоря	$d_{я}, м$
Диаметр изолированного проводника якоря	$d_{из.я}, м$
Частота питающего напряжения	$f, Гц$
Магнитные потери в зубцах статора	$p_{z2}, Вт;$
Магнитные потери в ярме статора	$p_{j2}, Вт;$
Время работы	Трехкратное включение по 100 с с интервалами по 300 с.
Начальные условия (температура)	$t = 70^0 C$
Класс изоляции	F
Частота вращения ротора стартера	$n, \frac{об}{мин}$
Бандаж ротора	Лента <i>Polyglas</i> P30
Сталь статора	Марка, толщина мм
Сталь ротора	Марка, толщина мм

Постоянные магниты	$H_c, \frac{A}{M}; B_r, Tл$
--------------------	-----------------------------

В соответствии с исходными данными были рассчитаны эквивалентная теплопроводность обмотки статора в пазу, объемные тепловыделения блоков обмотки в пазу, зубцов, ярма статора. В табл.Б.5 приведены теплофизические свойства используемых при изготовлении стартера материалов.

Теплофизические свойства используемых материалов

Таблица Б.5

Материал	Теплопроводность λ , Вт/(м*К)	Теплоемкость С, Дж/(кг*К)	Плотность g, кг/м ³
Сталь электротехническая	37	460	7650
Медь	400	400	8920
Постоянные магниты <i>N33SH</i>	8,955	502,4	7500
Пазовая изоляция «Имидофлекс»	0,14	1200	1507
Компаунд	0,8	920	2200
Воздух	0,0298	1005	1,225
Бандажная лента <i>Polyglas</i>	0,53	1200	1200
Лак ПЭ-939 (класс изоляции F)	0,14	1160	1470

На основании данных табл. Б.4, Б.5 рассчитан теплообмен в зазоре между статором и ротором без осевого движения среды и определены числа Тейлора, Рейнольдса, Нуссельта:

$$Ta = \frac{\omega \cdot r_1^{0.5} \cdot \delta^{1.5}}{\nu}; \quad (Б.1)$$

$$Re_{\omega} = \frac{\omega \cdot r_1 \cdot \delta}{\nu}; \quad (Б.2)$$

$$Nu = 0,385 \cdot Ta^{0.5}; \quad (Б.3)$$

и коэффициент теплоотдачи в зазоре

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{2 \cdot \delta}, \quad (\text{Б.14})$$

где ω - угловая частота вращения ротора; r_1 - радиус ротора;

δ - зазор между ротором и статором; ν , λ - кинематическая вязкость и теплопроводность среды в зазоре.

Значения этих коэффициентов для исследуемой машины:

$$Ta = 933; Re_{\omega} = 6189; Nu = 11,76; \alpha = 117 \frac{Вт}{м^2 \cdot К}.$$

На рис.Б.6 показана кривая нагревания обмотки статора в середине паза при двухмерной постановке задачи.

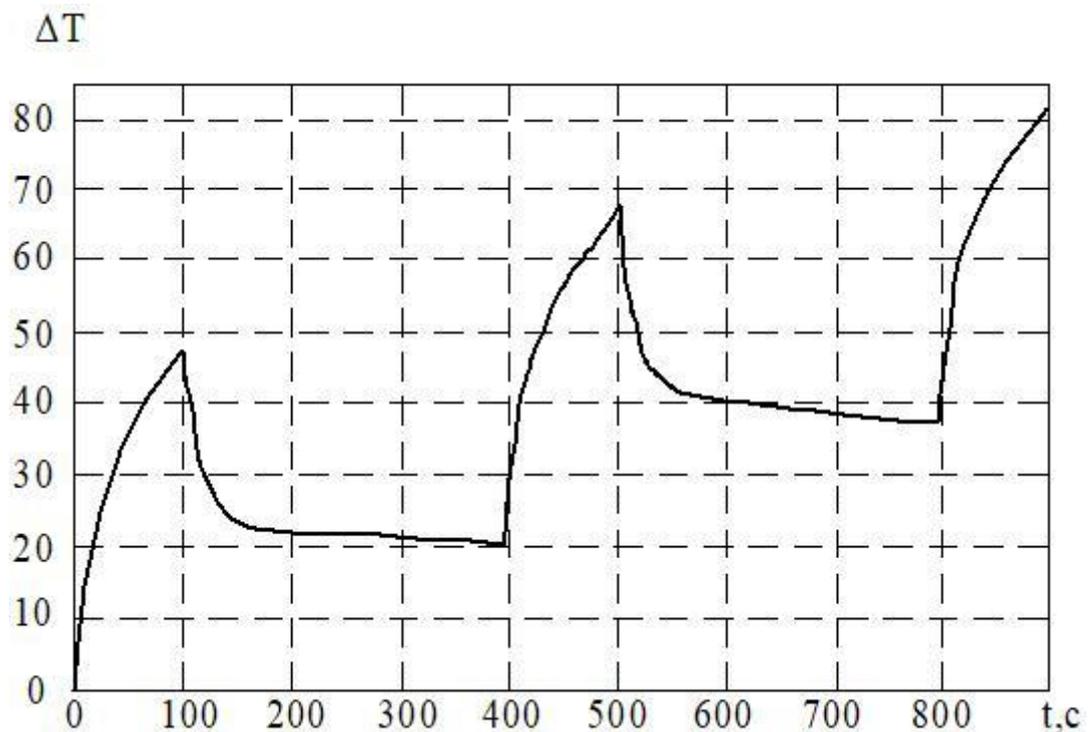


Рисунок Б.6 - Переходный процесс нагревания обмотки статора в пазу
(расчет по 2D модели)

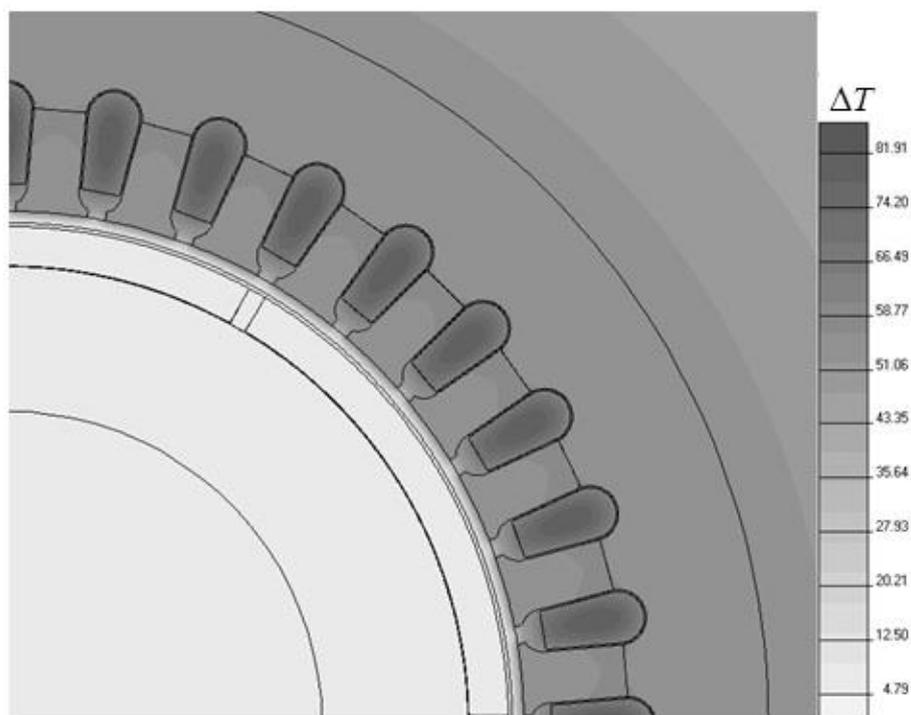


Рисунок Б.7 - Температурное поле статора в конце периода горячего запуска ГТД

В результате моделирования в программной среде Elcut установлено, что максимальную температуру имеют проводники обмотки статора, расположенные в центре паза $T = \Delta T + T_0 = 81,9 + 70 = 151,9 \text{ } ^\circ\text{C}$. Для класса нагревостойкости изоляции F такая температура является приемлемой.

Недостатком двумерного моделирования является невозможность расчета температуры лобовых частей обмотки якоря, хотя на практике именно они испытывают максимальные тепловые перегрузки. При охлаждении электрической машины путем естественной конвекции эта проблема является актуальной.

Для решения задачи нестационарной теплопередачи в трехмерной постановке и уточнения величины коэффициентов теплоотдачи в зазоре и с поверхности лобовых частей обмотки в программной среде ANSYS была решена задача FluidFlow. Результаты решения в виде значения коэффициента теплоотдачи на поверхности представлены на рис. Б.8 и Б.9.

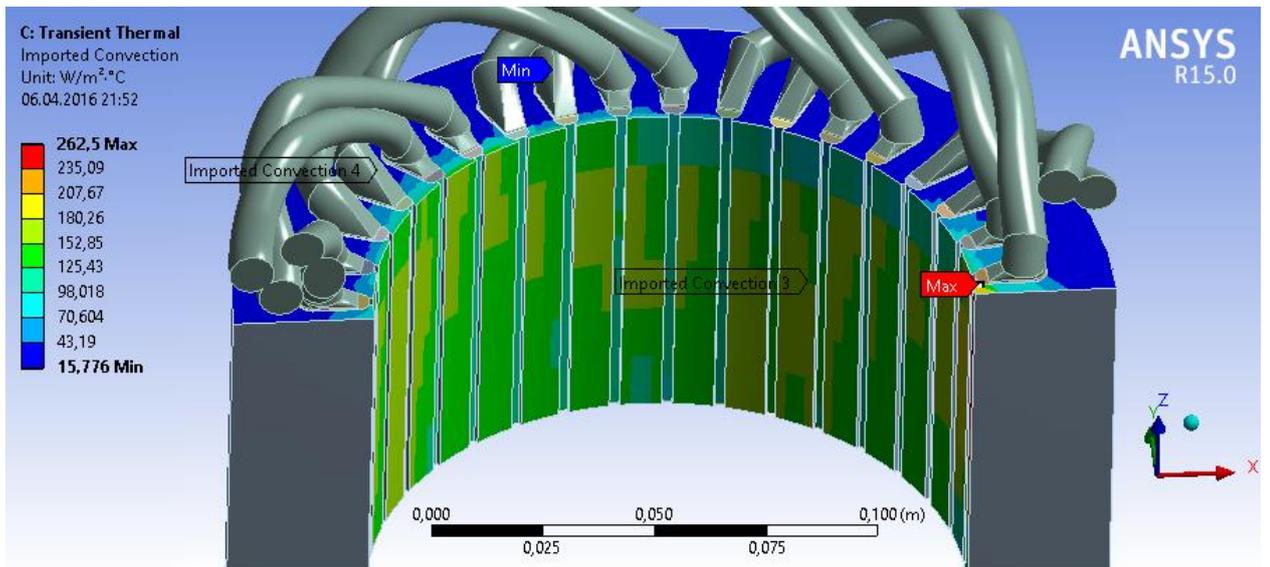


Рисунок Б.8 -Коэффициент теплоотдачи в зазоре (3D моделирование)

Из рис. Б.8 видно, что коэффициент теплоотдачи в зазоре неоднороден, а большая часть поверхности имеет $\alpha = 120...160 \frac{Вт}{м^2 К}$.

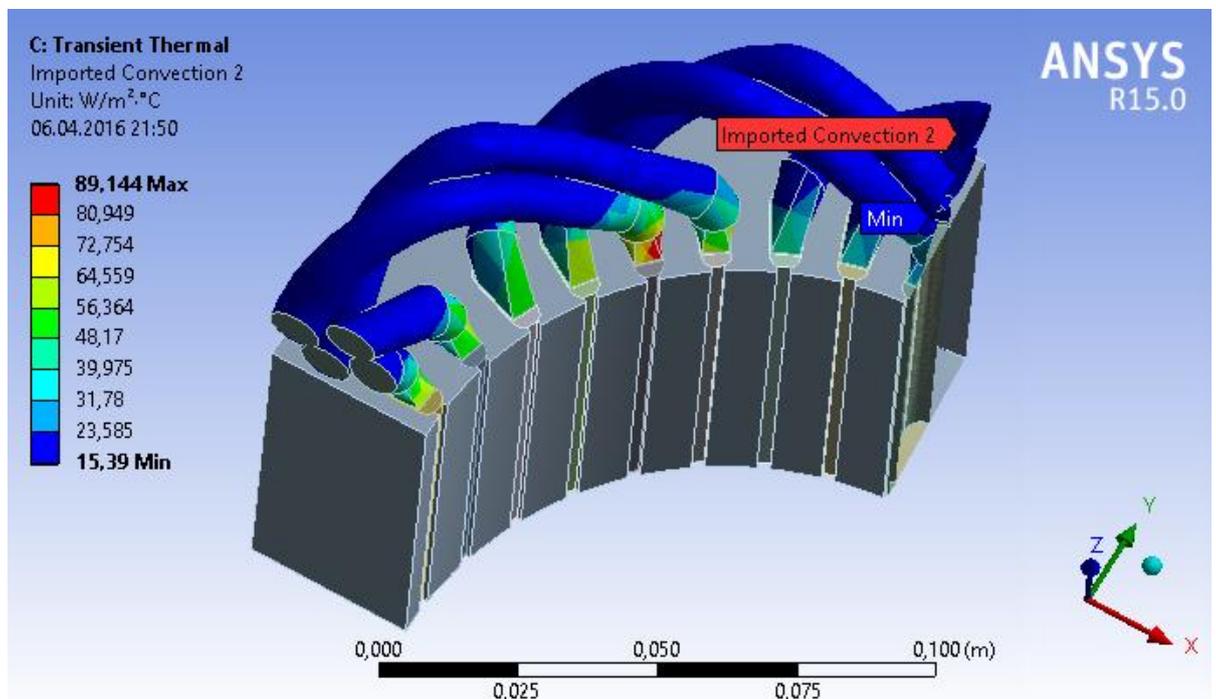


Рисунок Б.9 -Коэффициент теплоотдачи с поверхности лобовых частей обмотки

Коэффициент теплоотдачи с поверхности лобовых частей обмотки $\alpha > 15 \text{ Вт}/\text{м}^2\text{К}$.

На внешней поверхности статора был задан постоянный коэффициент теплоотдачи равный $\alpha_{нов} = 14 \text{ Вт}/\text{м}^2\text{К}$.

В результате решения задачи нестационарного теплообмена получена картина теплового поля электростартера ЭСТ-80 по окончании рабочего периода, состоящего из 3-х циклов, которая показана на рис.Б.10.

На рис.Б.11 приведено сравнение результатов расчета по 2D, 3D моделям и опытных данных, полученных в ходе натурного эксперимента при горячем запуске ГТД.

Разница в результатах моделирования между собой и опытом объясняется следующим:

1. 2D- модель не учитывает теплоперенос и теплоотдачу с торцовых поверхностей сердечников и лобовых частей обмотки статора, поэтому дает результат по нагреву, несколько завышенный по сравнению с 3D моделью;

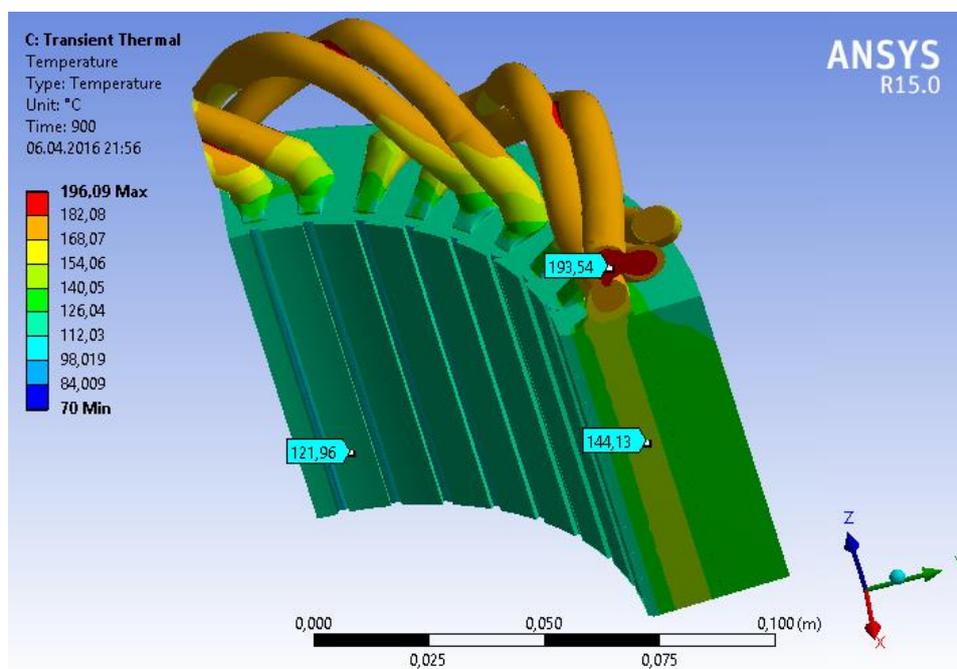


Рисунок Б.10 -Температурное поле стартера в конце периода запуска ГТД

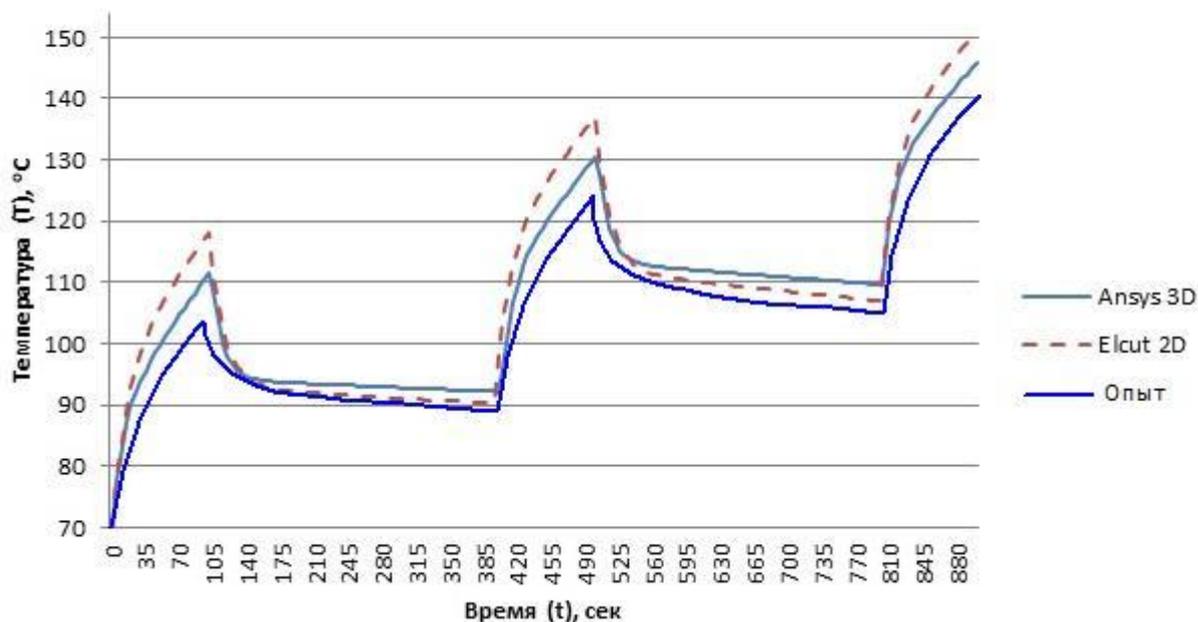


Рисунок Б.11 - Кривая нагревания обмотки якоря в пазу электростартера

2. При моделировании переходного теплового процесса значения коэффициентов теплоотдачи в зазоре и с поверхности полагались неизменными, что в действительности не так. Объемные тепловыделения блоков модели, в частности тепло в пазу, также является функцией температуры из-за изменяющегося активного сопротивления обмотки;

3. Значение плотности тока обмотки якоря при моделировании постоянно на протяжении всего запуска и равно среднему значению. В реальном процессе пуска оно изменяется в соответствии с нагрузочной характеристикой ГТД.

Картина температурного поля стартера в 3D постановке позволила также оценить нагрев лобовых частей обмотки. Максимальная температура в середине лобовой части катушки на конец процесса пуска составила 193°C , что указывает на необходимость использования для лобовых частей изоляционных материалов класса нагревостойкости С.



АО "Барнаултрансмаш"
 Россия, 656037, г. Барнаул, пр. Калинина, 28
 Тел.: +7 (3852) 398-000, факс: +7 (3852) 398-082
 e-mail: techhtm@gaz.ru
www.gazgroup.ru, www.barnaultransmash.ru

СМК сертифицирована в системе «Военный регистр»
 на соответствие ГОСТ ISO 9001-2011 и ГОСТ РВ 0015-002-2012.

№ 024/14
 « 18 » 12 2017г.

УТВЕРЖДАЮ:
 Генеральный директор

В.С. Силивакин

АКТ

об использовании результатов докторской диссертационной работы
 Зубкова Юрия Валентиновича

Комиссия в составе:

Председатель - Главный конструктор Бирюков Е.И.,
 члены комиссии – Заместитель главного конструктора Шарапов В.К.,
 руководитель конструкторской группы Казанцев В.А.,
 ведущий инженер-конструктор Фомина Е.А.

составили настоящий Акт о том, что результаты диссертационной работы Зубкова Ю.В. «Методология анализа и синтеза бесщеточных генераторов малой и средней мощности для автономных энергетических установок» представленной на соискание ученой степени доктора технических наук используется в проектно-конструкторской деятельности АО «Барнаултрансмаш» при разработке электромашинных бортовых источников питания в виде:

1. Методик расчета и моделирования, составленных на основе разработанных в диссертационной работе метода расчета магнитного поля бесщеточных генераторов совмещенного типа, метода комбинированного проектирования, методов структурной и параметрической оптимизации.
2. Разработанных автором пакетов прикладных программ.
3. Рекомендаций, полученных в результате расчетов.

Использование указанных результатов позволяет повысить технический уровень оборудования для перспективных образцов техники нового поколения, их конкурентоспособность, сокращает сроки проектирования и освоения в серийном производстве.

Председатель комиссии
 члены комиссии

Е.И. Бирюков
 В.К. Шарапов
 В.А. Казанцев
 Е.А. Фомина



Публичное Акционерное
Общество «Кузнецов»
(ПАО «Кузнецов»)
Заводское шоссе, д. 29,
г.о. Самара, 443009
Тел: 8 (846) 992-60-10, 955-16-12
факс: 8 (846) 992-64-65
e-mail: motor@kuznetsov-motors.ru



УТВЕРЖДАЮ
Генеральный конструктор
ПАО «Кузнецов»

О.А. Люсов
2017

об использовании результатов
докторской диссертационной работы
Зубкова Юрия Валентиновича

Комиссия в составе: председатель – Первый заместитель генерального конструктора, кандидат технических наук Е.П. Кочеров, члены комиссии главный конструктор А.А. Соколов, начальник бригады О.А. Дудинцев, ведущие инженеры А.Г. Петрухин, Ю.К. Кривоуццкий составили настоящий Акт о том, что результаты диссертационной работы Зубкова Ю.В. «Методология анализа и синтеза бесщеточных генераторов малой и средней мощности для автономных энергетических установок», представленной на соискание ученой степени доктора технических наук, используются в проектно-конструкторской деятельности ПАО «Кузнецов» г. Самара при разработке систем электрического запуска газотурбинных двигателей НК-36СТ, НК-37, НК-38СТ и НК-361, а также НК-12СТ, НК-14СТ и НК-14СТ-10 в виде:

1. Метода теплового расчета, базирующегося на численном моделировании нестационарного теплового поля стартера с возбуждением от постоянных магнитов.
2. Разработанных автором пакетов прикладных программ по параметрической оптимизации стартера с магнитоэлектрическим возбуждением.
3. Теоретических положений и практических рекомендаций, позволяющих повысить энергоэффективность процесса запуска ГТД.

Использование указанных результатов позволяет повысить общетехнический уровень разработки и проектирования новых стартеров с возбуждением от постоянных магнитов с целью обеспечения экономичного и надежного электрозапуска газотурбинных двигателей наземного базирования.

Председатель комиссии  Е.П. Кочеров

Члены комиссии:



А.А. Соколов

О.А. Дудинцев

А.Г. Петрухин

Ю.К. Кривоуццкий

173667

АО КМПО

АКЦИОНЕРНОЕ ОБЩЕСТВО «КАЗАНСКОЕ МОТОРОСТРОИТЕЛЬНОЕ ПРОИЗВОДСТВЕННОЕ ОБЪЕДИНЕНИЕ»

JOINT-STOCK COMPANY
«KAZAN MOTOR-BUILDING
PRODUCTION ASSOCIATION»



«КАЗАН МОТОРЛАР
ТӨЗУ ПРОИЗВОДСТВО БЕРЛӘШМӘСЕ»
АКЦИОНЕРЛЫК ҖӘМҖИЯТЕ

420036, Республика Татарстан, г.Казань, ул. Дементьева, д.1, Телефон/факс: (843) 571-93-63

«15» 12 2017 г. № 80-0/233

НА ВАШ № _____ ОТ _____

АКТ

об использовании результатов докторской диссертационной работы Зубкова Юрия Валентиновича

Результаты диссертационной работы Ю.В.Зубкова «Методология анализа и синтеза безщеточных генераторов малой и средней мощности для автономных энергетических установок», представленной на соискание ученой степени доктора технических наук, используются в проектно-конструкторской деятельности АО «КМПО» г. Казань при разработке систем электрического запуска газотурбинных двигателей НК-16СТ, НК-16-18СТ, НК-38СТ и их модификаций в виде:

1. Методик электромагнитного и теплового расчетов стартера с магнитоэлектрическим возбуждением, базирующихся на численном моделировании физических полей электрических машин.
2. Разработанных автором пакетов прикладных программ по параметрической оптимизации стартера с возбуждением от постоянных магнитов.
3. Теоретических положений и практических рекомендаций, разработанных автором, позволяющих снизить затраты на запуск ГТД в виде сокращения временных и эксплуатационных издержек.

Использование указанных результатов позволяет повысить технический уровень оборудования для запуска ГТД, общий коэффициент полезного действия системы электрозапуска за счет применения перспективных материалов и методов управления магнитоэлектрическими стартерами.

Председатель комиссии:

Заместитель генерального директора
по техническому развитию



С.Б. Шелепов

Члены комиссии:

Начальник бюро, к.т.н.

А.В. Бакланов

Главный специалист по ГТД

А.Н. Маркушин

Главный специалист SGK ГТД

С.Ю. Плахотников

Главный специалист SGK ГТД

А.В. Филатов

Исполнено _____ В ДЕЛО № _____

иск. №, дата, подпись



ОКБ СИМОНОВА

Акционерное общество Научно-производственное объединение
 "Опытно-конструкторское бюро имени М.П. Симонова"
 Адрес: ул. Академика Павлова, д. 2а, г. Казань, Россия, 420036
 Телефон: +7 (843) 571-44-38, факс +7 (843) 571-44-69
 email: info@okbsimono.ru
 www.okbsimono.ru

От _____ № _____

На № _____ От _____

СПРАВКА

об использовании материалов
 докторской диссертации Ю.В. Зубкова

Материалы диссертационной работы Зубкова Ю.В. представленной на соискание ученой степени доктора технических наук и посвященной совершенствованию методологии анализа и синтеза синхронных машин малой и средней мощности автономных энергетических установок будут использоваться в проектно-конструкторской деятельности ОКБ им. М.П. Симонова в рамках выполняемых проектов:

1. Проектировании стартер-генератора (СТГ) для систем электрозапуска малоразмерного газотурбинного двигателя и энергообеспечения бортового оборудования.
 2. Расчете параметров двигательного и генераторного режимов работы СТГ.
 3. Оптимизации массо-габаритных и энергетических показателей бортового электрооборудования.
- в виде:
1. Методик расчета и моделирования, составленных на основе разработанных в диссертационной работе: метода расчета магнитного поля бесщеточных синхронных машин.
 2. Методов структурной и параметрической оптимизации синхронных машин малой мощности.
 3. Рекомендаций, полученных в результате расчетов.

Использование указанных результатов позволяет повысить уровень энергообеспечения бортового оборудования для перспективных образцов техники нового поколения и их конкурентоспособность.

Заместитель
 Главного конструктора



П.А. Шатаев

Исп. Шакиров А.Р. тел: +7 965 600 92 07

КИЦ СО АНО

Автономная некоммерческая организация «Кластерный инжиниринговый центр Самарской области» / Юр. адрес: Студенческий переулок, 3а, Самара, Россия, 443001 / Факт. адрес: Московское шоссе, 34а, корп. 36, офис 14, Самара, Россия, 443086 / тел./факс +7 846 2057034, 2057039, info@cecsr.org

№ 02-1
от 16.04.2018



АКТ

об использовании результатов докторской диссертации
Ю.В. Зубкова

Материалы докторской диссертации Ю.В.Зубкова, посвященной совершенствованию методов анализа и синтеза синхронных электрических машин малой и средней мощности для автономных установок использовались при реализации задач по приоритетным направлениям технико-экономического развития Самарской области в рамках выполняемых проектов по широкому использованию возобновляемых источников энергии в России.

Автором предложена и теоретически обоснована методика оптимизационного проектирования и численного моделирования генераторов с магнитоэлектрическим возбуждением для ветроэнергетических установок малой мощности, в результате чего удалось улучшить энергетические показатели и снизить эксплуатационные расходы по обслуживанию ветроустановки.

Теоретические положения и практические рекомендации, разработанные автором, способствуют более широкому внедрению передовых технологий получения электрической энергии из нетрадиционных источников с повышенным коэффициентом полезного действия, сниженным расходом активных материалов, улучшенными условиями экологии.

Результаты диссертационной работы используются в виде:

1. Методов структурной и параметрической оптимизации синхронных генераторов малой мощности с магнитоэлектрическим возбуждением.
2. Методик расчета и моделирования, составленных на основе разработанных в диссертационной работе: метода расчета магнитного поля бесщеточных синхронных машин.
3. Рекомендаций, полученных в результате теоретических и экспериментальных исследований.

Председатель комиссии:

А.С.Корнилова

Члены комиссии:

А.А.Мельников
М.А.Широкова
И.П.Кирюхин

Институт двигателей и энергетических установок
 Самарского национального исследовательского университета имени академика С.П.Королева

№ _____
 от _____

УТВЕРЖДАЮ
 Директор ИДЭУ



АКТ

об использовании результатов
 докторской диссертационной работы
 Зубкова Юрия Валентиновича

Комиссия в составе: председатель – заведующий кафедрой КиПДЛА Фалалеев С.В., члены комиссии – профессор кафедры КиПДЛА Новиков Д.К., доцент кафедры КиПДЛА Лежин Д.С. составили настоящий Акт о том, что результаты диссертационной работы Зубкова Ю.В. представленной на соискание ученой степени доктора технических наук и посвященной совершенствованию методологии анализа и синтеза синхронных машин малой и средней мощности автономных установок используются в проектно-конструкторской деятельности Института двигателей и энергетических установок в рамках выполняемых проектов, а именно:

1. Проектировании стартер-генератора (СТГ) для систем электрозапуска малоразмерного газотурбинного двигателя и энергообеспечения бортового оборудования
2. Расчете параметров двигательного и генераторного режимов работы СТГ
3. Оптимизации массо-габаритных и энергетических показателей бортового электрооборудования

Результаты используются в виде:

1. Методик расчета и моделирования, составленных на основе разработанных в диссертационной работе: метода расчета магнитного поля бесщеточных синхронных машин.
2. Методов структурной и параметрической оптимизации синхронных машин малой мощности.
3. Рекомендаций, полученных в результате расчетов.

Использование указанных результатов позволяет повысить уровень энергообеспечения бортового оборудования для перспективных образцов техники нового поколения и их конкурентоспособность.

Председатель комиссии

Фалалеев С.В.

Члены комиссии:

Новиков Д.К.

Лежин Д.С.



МИНОБРНАУКИ РОССИИ
федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования
«Самарский государственный технический университет»
(ФГБОУ ВО «СамГТУ»)



УТВЕРЖДАЮ
Проректор по учебной работе СамГТУ
д.т.н., профессор
О.В. Юсупова
« 04 » 2018г

Акт

Использования результатов диссертационной работы Ю.В. Зубкова «Методология анализа и синтеза бесщеточных генераторов малой и средней мощности для автономных энергетических установок» в учебном процессе.

Мы, нижеподписавшиеся, декан электротехнического факультета А.С. Ведерников, заведующий кафедрой «ЭПА» А.В. Стариков, заведующий кафедрой «ЭМ и АЭ» Ю.А. Макаричев составили настоящий акт о том, что

Алгоритмы расчета магнитных полей и оптимизации бесщеточных генераторов, разработанные Ю.В. Зубковым, используются при подготовке магистров направления 13.03.02 «Современные технологии в электромеханике и автоматизированном электроприводе» по дисциплине «Компьютерные технологии исследования электротехнических и электромеханических преобразователей», а также при выполнении курсовых проектов и выпускных квалификационных работ.

Макетный образец генератора с интегрированным возбуждением (авторы разработки доц. Ю.В. Зубков, асп. Ю.И. Иванников, асп. М.Н. Алимбеков) используется в лабораторных работах по курсу «Специальные электрические машины».

Названные алгоритмы и натурный образец способствуют более полному усвоению передовых технологий в области компьютерного моделирования и технической реализации изделий электромашиностроения.

Декан ЭТФ
К.т.н., доцент
Зав.каф. «ЭПА»
Д.т.н., доцент
Зав.каф. «ЭМ и АЭ»
Д.т.н., доцент

А.С. Ведерников
А.В. Стариков
Ю.А. Макаричев



443086, Россия, г. Самара,
 Московское шоссе 34А, корп.3Б, офис 23
 Тел./факс: (846) 267-48-51,
www.storm-samara.ru
 e-mail: mailbox@storm-samara.ru

Общество с ограниченной ответственностью
 Научно-производственное объединение
«Шторм»

ИНН 6315641584 / КПП 631601001

Исх. № 93 «Ш» от 29.06.2018г.

УТВЕРЖДАЮ:

Генеральный директор



АКТ

**об использовании результатов
 докторской диссертационной работы
 Зубкова Юрия Валентиновича**

Комиссия в составе: председатель - Буряшкин С.Л., члены комиссии Кабаков В.А., Ротонос Д.С., Бикеев А.Ф. составили настоящий Акт о том, что результаты диссертационной работы Зубкова Ю.В. «Методология анализа и синтеза бесщеточных генераторов малой и средней мощности для автономных энергетических установок», представленной на соискание ученой степени доктора технических наук, использовались в проектно-конструкторской деятельности ООО НПО «Шторм» при разработке электромашинных источников питания автономных энергетических установок, ветрогенераторов малой и средней мощности, стартер-генераторов малоразмерных газотурбинных двигателей, систем электрического запуска газотурбинных двигателей для газотранспортной отрасли.

На основании теоретических положений и рекомендаций диссертационной работы Ю.В. Зубкова были спроектированы, изготовлены, испытаны и внедрены в производство:

1. Бесщеточные генераторы с интегрированным возбуждением Г-408, Г-409, предназначенные для обеспечения электроэнергией потребителей на специальных транспортных средствах.
2. Генераторы с магнитоэлектрическим возбуждением СГПМ 322, 325, 328 для комплектации вертикальных ветроэнергетических установок.
3. Системы электрического запуска мощностью от 80 до 250 кВт на базе электрической машины на постоянных магнитах для холодной прокрутки и запуска наземных газотурбинных двигателей НК-16СТ, НК-38СТ, НК-36СТ, НК-12СТ, АЛ-31СТ, ПС-90 и их модификаций.

Использование результатов диссертационной работы позволило повысить технический уровень электрооборудования для перспективных образцов техники нового поколения, эффективность автономных энергоустановок и их конкурентоспособность.

Разработка в интересах производителей газотурбинных двигателей систем электрического запуска на постоянных магнитах позволила более чем в два раза уменьшить массу и габариты стартера, исключить выбросы товарного газа в атмосферу и обеспечить перевод ГТД типа НК-12СТ и др с турбодетандерного на электрический запуск.

Председатель комиссии:

Генеральный директор-главный конструктор

Буряшкин С.Л.

Члены комиссии:

Начальник КБ №1

Ротонос Д.С.

Главный специалист по САУ и ПЧ

Кабаков В.А.

Ведущий конструктор

Бикеев А.Ф.



**ТОЛЪЯТТИНСКИЙ
ТРАНСФОРМАТОР**

СЛУЖБА ТЕХНИЧЕСКОГО ДИРЕКТОРА

АКТ

Дата 30.05.2018 № 021-18

об использовании результатов
докторской диссертации
Ю.В. Зубкова



Утверждаю
И.о. Технического директора
А.С. Ануфриев

Комиссия в составе: председатель – Директор по стандартизации и сертификации, Ануфриев Андрей Сергеевич, члены комиссии начальник опытно-конструкторского отдела Куликов Алексей Дмитриевич, руководитель направления Рыжова Наталья Игоревна, составила настоящий Акт о том, что результаты диссертационной работы Зубкова Ю.В., представленной на соискание ученой степени доктора технических наук и посвященной совершенствованию методологии анализа и синтеза бесщеточных генераторов малой мощности для автономных энергетических установок, используются в проектно-конструкторской деятельности ООО "Тольяттинский Трансформатор" при разработке синхронных генераторов с магнитоэлектрическим возбуждением для ветроэлектростанций в виде:

1. Методик расчета и моделирования генераторов с магнитоэлектрическим возбуждением, составленных на основе разработанного в диссертационной работе алгоритма проектирования.
2. Рекомендаций для оптимизационного проектирования синхронных генераторов с постоянными магнитами, основанными на методологии синтеза, предложенной в работе.

Использование указанных результатов позволяет повысить энергетическую эффективность, улучшить массо-габаритные показатели ветроустановок и повысить их конкурентоспособность.

Председатель
Члены комиссии

Ануфриев А.С.
Рыжова Н.И.
Куликов А.Д.

--	--	--