

**Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования**

«Самарский государственный технический университет»

На правах рукописи

Верещагин Владислав Евгеньевич

**ТЯГОВЫЙ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЬ С МАГНИТОЭЛЕКТРИЧЕСКИМ
ВОЗБУЖДЕНИЕМ ДЛЯ ТРАНСПОРТНЫХ СРЕДСТВ МАЛОЙ
ГРУЗОПОДЪЕМНОСТИ**

Специальность 2.4.2. - Электротехнические
комплексы и системы

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель доктор
технических наук, доцент
Ю.В. Зубков

Самара – 2023

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	4
1. ТЯГОВЫЕ ДВИГАТЕЛИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ АВТОМОБИЛЕЙ	15
1.1. Гибридные автомобили	15
1.2. Обзор тяговых двигателей электрических и гибридных автомобилей	22
1.3. Сравнительное исследование электрических двигателей ТС	36
1.4. Обзор рынка тяговых электрических двигателей	40
Выводы по главе 1	43
2. ОСОБЕННОСТИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ АКТИВНОЙ ЗОНЫ ЯКОРЯ ТЯГОВОГО ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ДВИГАТЕЛЯ	45
2.1. Входные параметры электромагнитного расчета и границы их изменения .	45
2.2. Зубцовая зона и конструкция обмоток ТЭД.....	52
2.2.1. Анализ МДС распределенных и сосредоточенных обмоток.....	55
2.2.2. Параметрическая оптимизация якоря МКЭ	62
2.3. Экспериментальная проверка	73
Выводы по главе 2.....	76
3. ПРОЕКТИРОВАНИЕ ИНДУКТОРА НА ПОСТОЯННЫХ МАГНИТАХ..	78
3.1. Расчет объема постоянных магнитов	81
3.2. Оптимизация объема ПМ	84
Выводы по главе 3.....	90
4. АНАЛИЗ СПОСОБОВ ОХЛАЖДЕНИЯ И ТЕПЛОВОГО СОСТОЯНИЯ ТЯГОВОГО ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ДВИГАТЕЛЯ	92
4.1 Анализ способов охлаждения тяговых электрических двигателей	94
4.1.1 Естественное охлаждение	94
4.1.2. Принудительное охлаждение.....	96

4.2. Методы оценки теплового состояния тяговых электрических двигателей	103
4.2.1. Анализ теплового поля ТЭД на основе схемы замещения	105
4.2.2. Расчет температурного поля ТЭД МКЭ	114
4.3. Температурные испытания ТЭД на физической модели	118
Выводы по главе 4	121
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	122
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ	124
Приложение А Акт внедрения «Шторм»	138
Приложение Б Акт внедрения в учебный процесс	139

ВВЕДЕНИЕ

Борьба с загрязнением окружающей среды и циклически повторяющийся энергетический мировой кризис привели к скачкообразному развитию тягового электропривода, в первую очередь в области легкового транспорта. Автомобили с полностью электрической или гибридной силовой установкой являются более экологически безопасными, а эффективность применения электрической тяги для их передвижения не вызывает сомнений.

Рынок электрических и гибридных автомобилей растет в геометрической прогрессии. По данным экспертов союза производителей транспортных средств (ТС) к 2030 году в мире будет продаваться более 20 миллионов машин на электрической тяге, а еще через 10 лет 37 – 45 % всех ТС будет оснащено электрическими тяговыми двигателями (ТЭД). ТЭД по сравнению с двигателем внутреннего сгорания (ДВС) имеет неоспоримые преимущества: высокий КПД, большую перегрузочную способность, широкий диапазон регулирования частоты вращения, способность рекуперации энергии, возможность реализации прямого привода колес.

Взрывной рост производства легковых ТС на электрической тяге не привел к столь же быстрому прогрессу в области ТС малой и средней грузоподъемности. Это объясняется рядом факторов, влияющих в первую очередь на стоимость, надежность, энергоэффективность всего привода и ТЭД в частности. К ним можно отнести задачи обеспечения предельных тепловых нагрузок, а также высокого момента при изменении частоты вращения в широком диапазоне. Актуальность снижения массо-габаритных характеристик тягового электродвигателя, размещаемого в ограниченном подкапотном пространстве или в ступице мотор-колеса – главная задача при проектировании этой электрической машины. Важнейшим требованием к системе электропривода ТС остается его конкурентная цена, которая во многом определяется стоимостью наиболее дорогого компонента современного ТЭД - высокоэнергетических постоянных магнитов. Решение перечисленных задач по разработке и совершенствованию электрических ТЭД ТС малой грузоподъемности должно обеспечиваться не

только применением современных материалов и компонентов, но и за счет создания и совершенствования методик оптимизационного проектирования, включающих разработку аналитических и цифровых моделей анализа электромагнитного и теплового состояния машины, основанных на последних достижениях в области электромеханики.

Степень научной разработанности темы

В Российской Федерации многие научные учреждения и отдельные ученые занимались вопросами разработки тяговых электрических машин. Традиционно такие работы велись в области железнодорожного транспорта и электрической трансмиссии большегрузных самосвалов. Исследование и внедрение отечественных электроприводов в сфере легкового автомобильного транспорта и ТС малой и средней грузоподъемности находится на начальном этапе, что обусловлено сложившейся мировой конъюнктурой, которую в настоящее время приходится в корне менять.

Значительный вклад в развитие методов проектирования, оптимизации, анализа электромагнитных и электромеханических процессов преобразователей с постоянными магнитами внесли такие научные институты как:

- Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина: Сарапулов Ф.Н., Пластун А.Т. развили теорию и методы расчета синхронных электрических машин [65,71];

- Ивановский государственный технический университет: Казаков Ю.Б., Тихонов А.И. разработали методы анализа электромагнитных и тепловых полей [40-44,76];

- Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет): Бертинов А.И., Бут Д.А., Ковалев К.Л. занимались развитием теории электрических машин специального назначения, разработкой сверхпроводниковых электрических машин для применения в авиационной технике [9,13,48-50];

- Национальный исследовательский университет «МЭИ» (Московский энергетический институт): Копылов И.П., Иванов-Смоленский А.В., Беспалов

В.Я., Анучин А.С. развили общую теорию и методы расчета электрических машин, гибридных электрических транспортных средств, быстродействующих электроприводов [3,10,11,34,35,51,52,67];

- Новосибирский государственный технический университет: Шевченко А.Ф., Приступ А.Г. занимались разработкой теоретических основ проектирования тяговых электродвигателей для мотор-колеса [68,69,78,79];

- АО «Корпорация «ВНИИЭМ»: Захаренко А.Б., Геча В.Я. разработали теорию высокомоментных электрических машин с постоянными магнитами [26,29];

- Самарский государственный технический университет: Зубков Ю.В., Макаричев Ю.А. развили теорию и методы проектирования электрических машин с постоянными магнитами, исследовали их тепловое состояние [31,33,57,58];

- Южно-Уральский государственный университет: Ганджа С.А. разработал конструкции магнитоэлектрических машин с аксиальным магнитным потоком, методики их расчета и оптимального проектирования [24,25];

- Уфимский государственный авиационный технический университет: Исмагилов Ф.Р., Вавилов В.Е., создали математические модели системы генерирования электроэнергии на основе высокоскоростной электрической машины с постоянными магнитами [14,15,37-39].

Среди работ зарубежных исследователей по тематике тяговых электрических машин следует выделить труды *C.Chan, A. El-Refaie, Y. Gai, S. Han, J. Miller, S. Mizuno, G. Pellegrino, M. Schiefer* [86,88,90,92,100,102,103,106].

Большое число научных публикаций и растущий интерес фирм-производителей тягового электрооборудования в Российской Федерации к возможности их практической реализации свидетельствует о перспективности данного научного направления. При этом ряд вопросов, связанных с проектированием и оптимизацией тяговых электрических двигателей, остаются не решенными.

Отсутствует методика выбора конструкции якоря и индуктора на стадии предварительных расчетов основных размеров ТЭД с магнитоэлектрическим

возбуждением с учетом многообразия схем и способов исполнения обмотки и размещения ПМ в индукторе. Разработка алгоритма выбора типа обмотки и расчета объема ПМ, требуемого для реализации заданного момента в определенных габаритах, является насущной задачей.

Не решены вопросы оценки теплового состояния ТЭД простыми и эффективными методами. Существующие методики тепловых расчетов на основе тепловых схем замещения не адаптированы к конструктивным особенностям ТЭД и не учитывают изменение величин тепловыделений в элементах двигателя при вариации частоты вращения, нагрузки. С ростом температуры ухудшаются энергетические параметры ПМ и, следовательно, эффективность работы двигателя – это требует уточненного теплового расчета индуктора.

Объектом исследования является тяговый электрический двигатель с возбуждением от постоянных магнитов, предназначенный для транспортных средств малой грузоподъемности.

Предмет исследования – методы проектирования, анализа электромеханических, электромагнитных, тепловых процессов.

Цель диссертационного исследования – разработка эффективного тягового магнитоэлектрического электродвигателя автомобильного транспорта малой грузоподъемности на основе уточненного электромагнитного анализа, совершенствования методик и алгоритмов проектирования

Достижение этой цели и внедрение результатов исследования в промышленность вносит значительный вклад в развитие отечественного автомобилестроения, способствует решению экологических проблем, дает инженерам - разработчикам инструментарий для создания современных конкурентоспособных отечественных тяговых электрических двигателей нового поколения, позволяет сократить время и повышает качество проектирования.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

1. Обосновать рациональность применения синхронной электрической машины с магнитоэлектрическим возбуждением и инкорпорированными

постоянными магнитами в качестве тягового двигателя транспортного средства малой грузоподъемности с электрическим или гибридным приводом.

2. Сформулировать требования к тяговому двигателю на транспортном средстве с параллельной или последовательной трансмиссией.

3. Разработать алгоритм и методику проектирования двигателя по максимуму электромагнитного момента с учетом габаритных ограничений.

4. Провести параметрическую оптимизацию конструкции сердечника и обмотки якоря средствами конечно-элементного компьютерного моделирования.

5. Разработать методику проектирования индуктора и оптимизировать его по минимуму объема постоянных магнитов с учетом рабочих температурных нагрузок.

6. Осуществить анализ теплового состояния двигателя по вновь разработанной тепловой схеме замещения с проверкой результатов численным моделированием и экспериментом.

7. На базе проведенных теоретических исследований разработать, изготовить и испытать опытный образец тягового двигателя.

Методы исследования. При решении поставленных задач использовались теория обобщенной электрической машины, электромагнитного поля, электрических цепей с сосредоточенными параметрами, гармонического анализа, метод тепловых схем замещения. Для решения задач расчета электромагнитных и тепловых процессов применялись численные методы моделирования физических полей, реализованные в программных пакетах *Ansys Maxwell*, *Fluent*, *Structural*. Экспериментальная часть работы выполнена на опытном образце машины, изготовленном на основе проведенных исследований и при участии автора на предприятии-партнере СамГТУ – НПО «Шторм».

Научная новизна.

1. Разработан алгоритм проектирования и методика электромагнитного расчета ТЭД, отличающиеся учетом стоимости ПМ, наличием этапа параметрической оптимизации сердечника и обмотки якоря.

2. Предложена методика проектирования индуктора, включающая блок минимизации объема ПМ средствами численного моделирования магнитного поля и отличающаяся учетом формы магнитов и их расположения в индукторе.

3. Усовершенствована тепловая схема замещения и разработан алгоритм оценки теплового состояния ТЭД, отличающийся наличием уточняющих итерационных циклов, в ходе которых учтено изменение электромагнитных свойств активных материалов при нагревании.

Теоретическая значимость.

Полученные научные результаты расширяют теоретическую базу в области проектирования тяговых электрических двигателей с магнитоэлектрическим возбуждением. Новые аналитические зависимости уточняют и совершенствуют методы расчета электрических машин этого назначения. Проведенные исследования учитывают особенности работы ТЭД в широком диапазоне изменения частоты вращения и момента. Разработаны методики электромагнитного, механического и теплового расчетов, содержащие элементы оптимизации якоря и индуктора. Адекватность теоретических положений подтверждена результатами испытаний опытного образца двигателя.

Практическая значимость работы подтверждается актами внедрения результатов исследования на предприятии НПО «Шторм» и в учебный процесс ФГБОУ ВО СамГТУ.

1. В результате проведенных исследований установлена целесообразность использования ТЭД магнитоэлектрического возбуждения с инкорпорированными в индуктор магнитами в электрической части трансмиссии полностью электрического или гибридного ТС малой грузоподъемности.

2. Разработанные методики электромагнитного, теплового расчетов позволяют проектировать ТЭД и оптимизировать его активные части с малыми временными затратами в соответствии с заданными техническими характеристиками.

3. Эффективность предложенных методик проектирования и возможность их применения для создания перспективных ТЭД ТС с электрическим приводом доказана в ходе экспериментальных исследований.

4. Разработаны рекомендации по выбору электромагнитных нагрузок при разных способах охлаждения, конфигурации источников магнитного поля и типах обмотки якоря.

На защиту выносятся следующие положения:

1. Методика электромагнитного расчета ТЭД и алгоритм оптимизационного проектирования по максимуму электромагнитного момента, включающий параметрическую оптимизацию сердечника якоря и обмотки.

2. Методика проектирования индуктора с элементами оптимизации по минимуму объема ПМ средствами численного моделирования, учитывающая конфигурацию и расположение магнитов в сердечнике.

3. Тепловая схема замещения и алгоритм оценки теплового состояния двигателя, включающий итерационные циклы, учитывающие изменение электромагнитных свойств активных материалов и условий теплопередачи при нагревании.

Соответствие паспорту специальности. Диссертация соответствует специальности 2.4.2. Электротехнические комплексы и системы, по следующим пунктам: п.1. «Развитие общей теории электротехнических комплексов и систем, анализ системных свойств и связей, физическое, математическое, имитационное и компьютерное моделирование компонентов электротехнических комплексов и систем, включая электромеханические, электромагнитные преобразователи энергии и электрические аппараты, системы электропривода, электроснабжения и электрооборудования»; п.2. «Разработка научных основ проектирования, создания и эксплуатации электротехнических комплексов, систем и их компонентов; п.3. Разработка, структурный и параметрический синтез, оптимизация электротехнических комплексов, систем и их компонентов...».

Степень достоверности полученных результатов.

Обоснованность и достоверность научных положений, выводов и рекомендаций обеспечена корректным использованием математического аппарата, соответствием результатов теоретического анализа и вычислительных экспериментов, обсуждением положений и результатов работы с зарубежными и российскими специалистами в ходе конференций и научных мероприятий, подтверждается удовлетворительной сходимостью результатов теоретических и экспериментальных исследований.

Апробация результатов. Основные положения диссертационной работы докладывались и обсуждались на международной научно-технической конференции «Бенардосовские чтения» (Иваново, 2013г.); международной научно-практической конференции «Электротехнические комплексы и системы» (Уфа, 2020); международной научно-технической конференции «*International Ural Conference on Electrical Power Engineering*» (Челябинск 2021).

Публикации. По теме диссертации опубликовано 12 работ, в том числе 8 – в рецензируемых научных изданиях, рекомендованных ВАК РФ, 2 – в журналах, индексируемых в базе *Scopus*.

Личный вклад автора в диссертационное исследование.

Все научные результаты, полученные в работе и представленные к защите, получены лично автором, включая разработку алгоритмов проектирования активной части двигателя, аналитических методик электромагнитного и теплового расчетов. Автор разработал 2D и 3D модели при решении задач численного моделирования физических полей (магнитного, теплового), реализованные впоследствии в программных продуктах *Ansys Maxwell, Fluent*. Проектирование, разработка, изготовление и испытания опытного образца также проводились при непосредственном участии автора.

Личный вклад диссертанта в работах, опубликованных в соавторстве, состоит в определении направлений исследований, постановке задач, разработке математических и компьютерных моделей.

Автор выражает благодарность научному руководителю – доктору технических наук, доценту Зубкову Юрию Валентиновичу за конструктивную критику и содействие в работе над диссертацией.

Структура диссертации

Диссертация состоит из введения, четырех глав, заключения, библиографического списка. Основная часть изложена на 122 страницах, содержит 65 рисунков, 16 таблиц. Библиографический список содержит 117 наименований.

Во введении обоснована актуальность разработки тягового двигателя для транспортных средств малой грузоподъемности. Дан анализ научных публикаций по теме диссертационного исследования, определены цели, задачи, методы исследований и основные научные результаты, выносимые на защиту, изложены научная новизна и практическая значимость работы, приведена информация о публикациях по теме диссертации и ее апробации на конференциях, определен личный вклад автора в представленное исследование.

В первой главе проведен анализ типов трансмиссии гибридных автомобилей и конструкций тяговых двигателей, которые в них используются. Выявлены их положительные стороны и отмечены недостатки. В качестве базового варианта ТЭД для коммерческого транспортного средства малой грузоподъемности выбран синхронный двигатель с магнитоэлектрическим возбуждением и инкорпорированными в индуктор V-образными магнитами, как имеющей максимальную удельную мощность и степень использования активных материалов.

Вторая глава посвящена вопросам проектирования и оптимизации активной зоны двигателя. Определены базовые параметры электромагнитного расчета ТЭД и границы их изменения в процессе проектирования, составлен алгоритм проектирования по критерию максимума величины электромагнитного момента. Проведена параметрическая оптимизация якоря, включающая выбор типа обмотки и конфигурации сердечника статора средствами пакета *Ansys Maxwell*. Рассчитаны характеристики различных моделей ТЭД мощностью 80 кВт на

основе решения ряда задач расчета магнитного поля в стационарной и нестационарной постановках. Полученные данные о среднем моменте, его пульсациях, потерях и КПД двигателя определили преимущество распределенной обмотки по сравнению с зубцовыми и другими типами обмоток. Испытания опытного образца ТЭД с распределенной обмоткой якоря подтвердили обоснованность теоретических положений, лежащих в основе методики электромагнитного расчета.

В третьей главе разработана методика определения объема ПМ, отличающаяся учетом формы магнитов и места их расположения в индукторе. Данные факторы напрямую влияют на размагничивание ПМ при воздействии реакции якоря. Осуществлена оптимизация объема ПМ, в результате которой установлена величина угла опережения, обеспечивающего наибольший крутящий момент. Посредством моделирования в *Maxwell* определены границы изменения объема ПМ при различной рабочей температуре для базовой линейки материалов. С учетом цены на высокоэнергетические магниты даны рекомендации по выбору марки ПМ для проектируемого двигателя и предложена методика экономического сравнения по применению неодимовых и самарий-кобальтовых магнитов для электродвигателей рассматриваемого класса.

В четвертой главе проведен анализ способов охлаждения ТЭД, который показал, что наиболее приемлемыми вариантами построения системы охлаждения являются принудительное воздушное или жидкостное охлаждение с «водяной рубашкой» статора. Разработана тепловая схема замещения (ТСЗ) ТЭД и осуществлен расчет температуры его частей в соответствии с алгоритмом, отличающимся наличием уточняющих итерационных циклов, в ходе которых учтено изменение электромагнитных свойств активных материалов (ПМ, обмотка) при нагреве. Проведено МКЭ 3D – моделирование, показавшее адекватность аналитической модели для предварительной оценки теплового состояния ТЭД с принудительным воздушным охлаждением на стадии проектирования и при оптимизационных расчетах. Испытания на нагревание,

проведенные на опытных образцах полностью подтвердили теоретические выкладки, положенные в основу методики оценки теплового состояния ТЭД.

1. ТЯГОВЫЕ ДВИГАТЕЛИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ АВТОМОБИЛЕЙ

Согласно классификации международного технического комитета электротехнической комиссии электропередвижные транспортные средства разделяются на ряд категорий, в основу градации которых положен принцип использования того или иного источника, накопителя энергии и их комбинаций. Все электромобили в настоящее время отнесены к следующим типам:

- *Battery Electric Vehicle (BEV)* - электромобили, оснащенные только батареями для питания трансмиссии;
- *Hybrid Electric Vehicle (HEV)* - гибридные электромобили;
- *Plug-in Hybrid Electric Vehicle (PHEV)* - подключаемый гибридный электромобиль;
- *Fuel Cell Electric Vehicle (FCEV)* - электромобиль на топливных элементах.

Среди выделенных категорий ТС с электрическим приводом наиболее гибкими к непрерывно меняющейся экономической и политической конъюнктуре являются гибридные автомобили. Не случайно в классе ТС малой грузоподъемности именно *HEV* занимают большую нишу.

1.1. Гибридные автомобили

HEV используют как электрическую силовую установку с ТЭД, так и ДВС. Различные способы создания вращающего момента при комбинации действия ТЭД и ДВС подразумевают различные конфигурации трансмиссии, которые можно разделить на четыре категории [87]:

- (1) последовательный гибрид;
- (2) параллельный гибрид;
- (3) последовательно-параллельный гибрид;
- (4) смешанный гибрид;

Последовательный гибрид

Эта конфигурация является самой простой для реализации гибридного автомобиля. ДВС используется только для привода генератора и выработки электроэнергии, которая поступает на ТЭД через выпрямитель или на накопитель.

Питание от накопителя поступает на двигатель через *DC-DC* преобразователь [91]. Данную структуру можно представить как электромобиль, которому помогает генератор. При этом ТЭД обеспечивает весь рабочий диапазон ТС по скорости и моменту, а при торможении отдает энергию в накопитель, работая в режиме генератора.

Достоинства такой системы – работа ДВС с минимальным расходом топлива, простое управление силовым приводом, отсутствие дополнительных сложных узлов в трансмиссии. Недостатки – плохой КПД передачи мощности к ведущим колесам ввиду двойного преобразования энергии, необходимость наличия на борту двух ЭМП большой мощности. Последовательная гибридная трансмиссия показана на рис. 1.1.

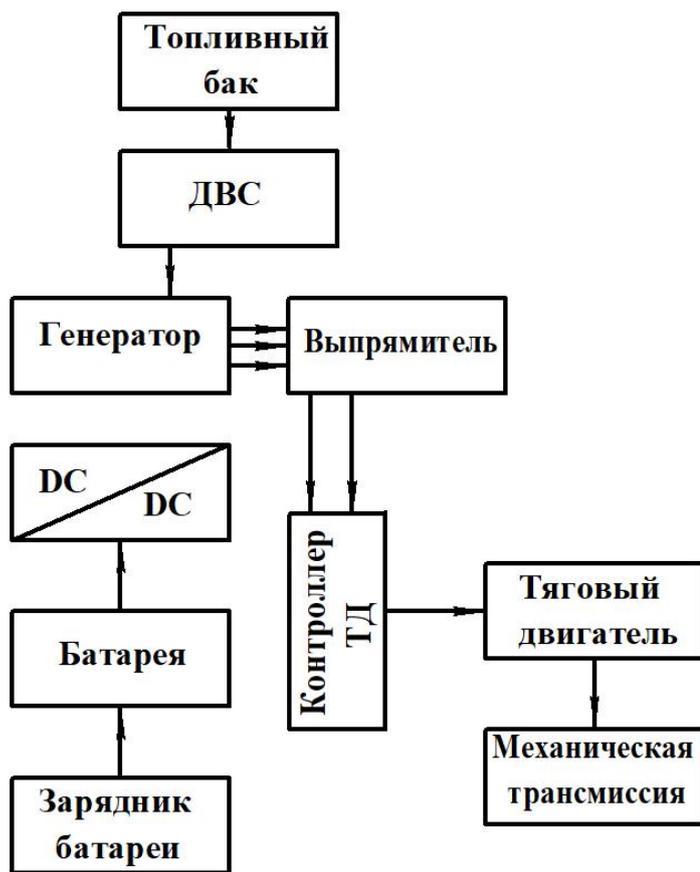


Рисунок 1.1. Трансмиссия последовательной гибридной системы

Параллельный гибрид

Эта конфигурация соединяет ДВС и ТЭД параллельно с колесами. Любой из них или оба сразу принимают участие в передаче мощности. Параллельный гибрид можно рассматривать как транспортное средство с двигателем внутреннего сгорания и электрической помощью. ДВС и ТЭД могут передавать момент на колеса через механическую муфту. Накопители энергии в таком транспортном средстве могут заряжаться от ТЭД посредством рекуперативного торможения или от ДВС, когда он производит больше мощности, чем требуется для движения.

Достоинства такой системы – более высокий КПД преобразования энергии первичного двигателя и наличие одной электрической машины, которая может выполнять функцию генератора. Структурная схема параллельной гибридной трансмиссии показана на рис.1.2.

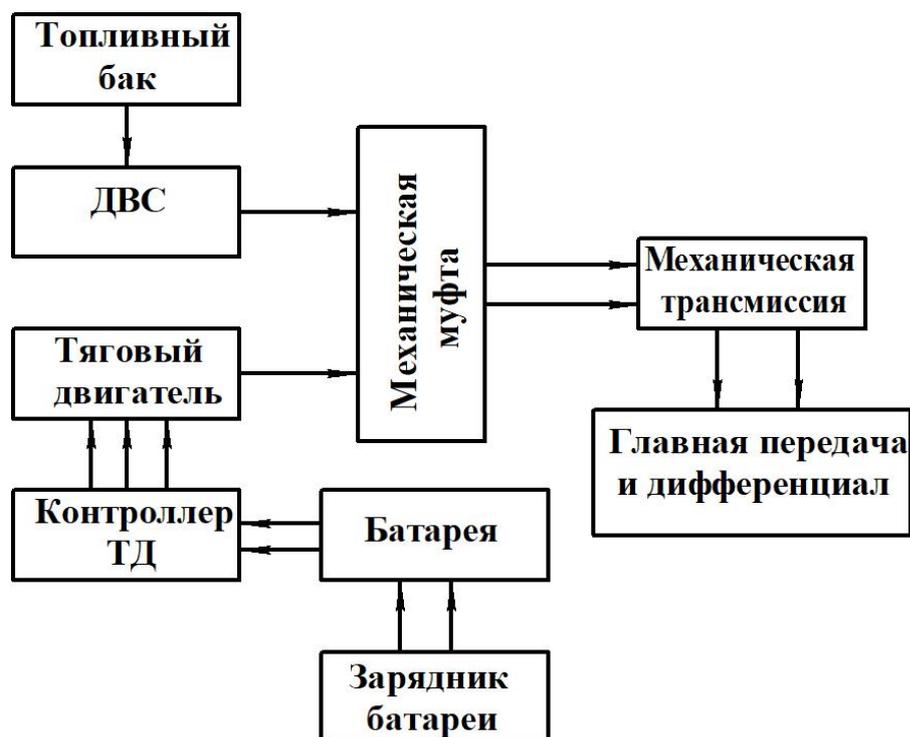


Рисунок 1.2. Трансмиссия параллельной гибридной системы

Последовательно-параллельный гибрид

Стремление совместить последовательную и параллельную конфигурацию и, тем самым исключить недостатки той и другой, привело к созданию последовательно-параллельного гибрида. Такая трансмиссия приобретает дополнительное механическое звено по сравнению с последовательным типом или дополнительный генератор по сравнению с параллельным типом. Это сохраняет преимущества обеих систем, но усложняет трансмиссию и увеличивает ее стоимость. Трудности реализации во многом вызваны наличием планетарной передачи.

Менее сложная альтернатива – система с трансмотором, представляющим собой электрическую машину с «плавающим» статором. В этой системе ТЭД крепится к статору, а ротор остается соединенным с колесом трансмиссии через шестерни. Скорость двигателя — это относительная скорость между ротором и статором и управляя ею, регулируют скорость движения транспортного средства. Схема последовательно-параллельной гибридной трансмиссии с планетарной передачей показана на рисунке 1.3. На рис. 1.4. показана система с трансмотором.

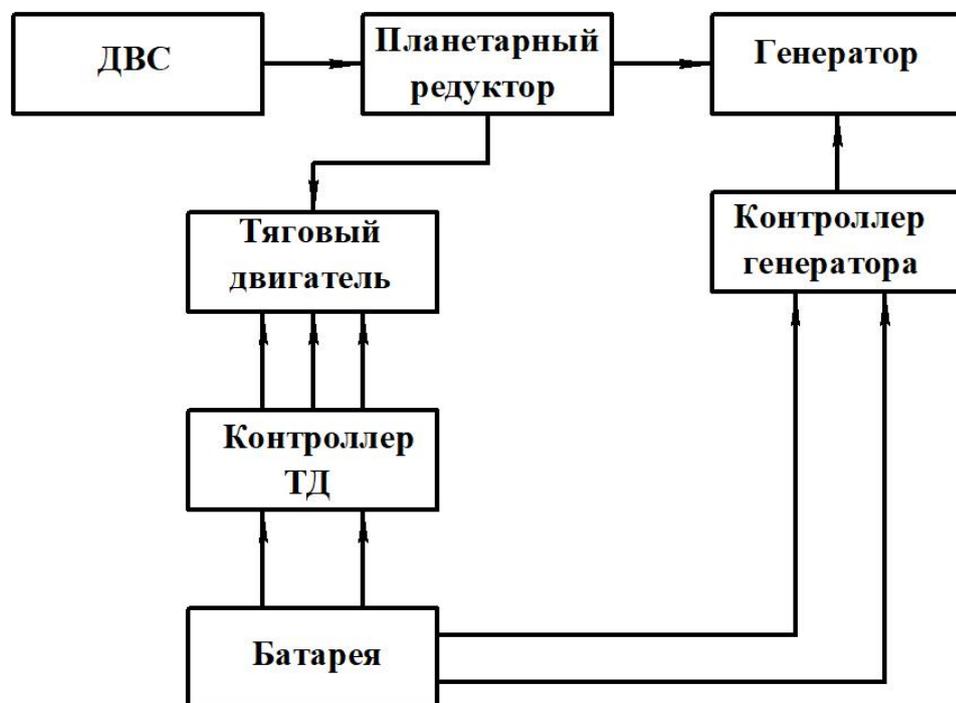


Рисунок 1.3. Последовательно-параллельная трансмиссия с планетарной передачей

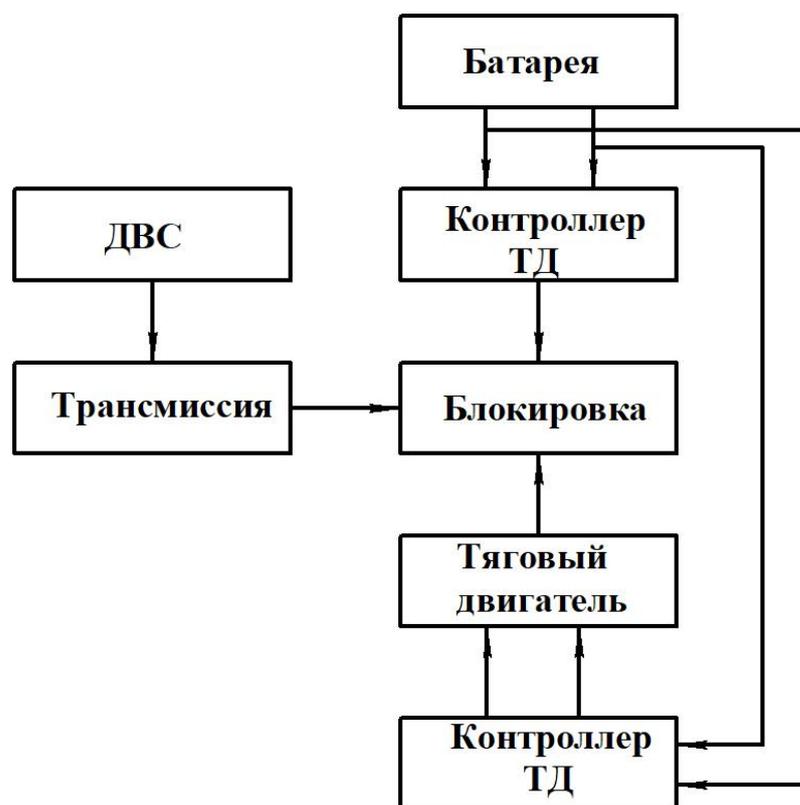


Рисунок 1.4. Последовательно-параллельная трансмиссия с трансмотором

Смешанный гибрид

Эта трансмиссия имеет одно существенное отличие от последовательно-параллельной системы. Она позволяет реализовать двунаправленный поток мощности, тогда как последовательно-параллельная система может обеспечить только однонаправленный. Недостатками этой системы являются высокие сложность и стоимость, но она используется в некоторых автомобилях со всеми ведущими колесами. При этом для разделения мощности или выбора между источниками энергии для привода колес может использоваться бесступенчатая трансмиссия (*CVT*). Для реализации таких процессов могут использоваться электрические устройства, получившие название *e-CVT*, которые были разработаны и представлены *Toyota Motor Co*. Известны два способа разделения мощности: входное разделение и комплексное разделение [100].

Способ входного разделения получил свое название из-за того, что на входе силовой передачи размещается устройство разделения мощности. Такая система

используется в некоторых моделях *Toyota* и *Ford*. На рис. 1.5, 1.6 показаны оба способа разделения потоков мощности и предоставлены описания систем *e-CVT*, реализованных различными производителями.

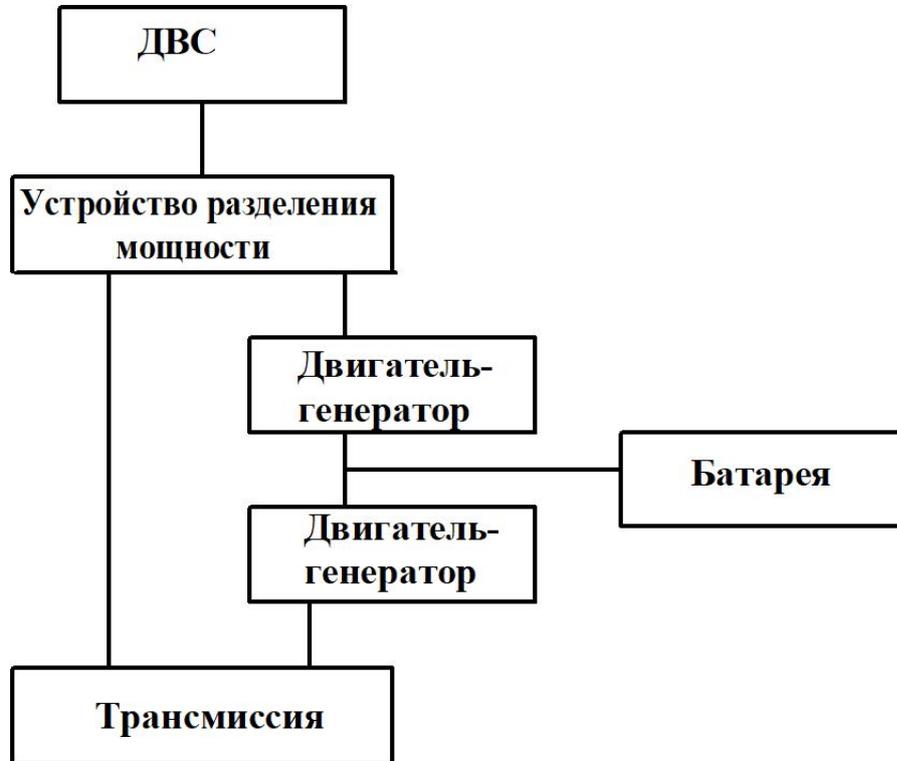


Рисунок 1.5. Смешанная трансмиссия с входным разделением

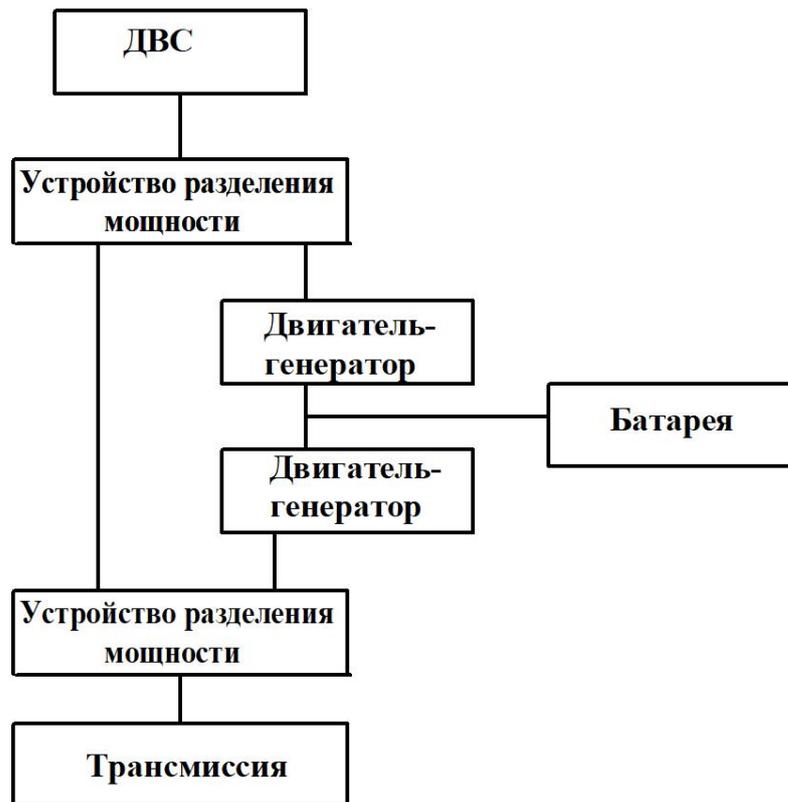


Рисунок 1.6. Смешанная трансмиссия с комплексным разделением

Для таких гибридных электромобилей требуются две электрические машины, колеса, ДВС и планетарная передача, причем скомбинировать все составные части можно двадцатью четырьмя различными способами. Оптимальная конструкция с одной передачей предложена в [95]. Конфигурация гибридного автомобиля с полным приводом (*4WD*) может выиграть при использовании двух ТЭД, поскольку это исключает необходимость трансмиссии на задние колеса (они получают собственный двигатель) и обеспечивает энергетические преимущества за счет возможности реализации рекуперативного торможения [96].

Как видно из представленного анализа гибридных автомобилей все они предполагают наличие в силовой установке кроме ДВС одного или двух электрических ТЭД, мощность которых варьируется в широком диапазоне для различного типа трансмиссии, что влияет на выбор типа ТЭД, его систем охлаждения и управления. В таблице 1.1 приведены параметры, преимущества и недостатки основных типов трансмиссий гибридных ТС.

Трансмиссии гибридных ТС

Таблица 1.1

Тип трансмиссии	Бортовое напряжение, В	Требуемая мощность ТД, кВт	Достоинства	Недостатки
Параллельная	14,42,144,300	3...40	Возможность достижения нулевого уровня выбросов. Экономическая выгода. Хорошая адаптация.	Дорогой комплексный контроль. Сложные алгоритмы управления. Необходимость высокого напряжения для обеспечения эффективности.
Последовательная	216, 274, 300, 350, 550, 900	>50	Эффективная силовая установка. Возможность ее модульной конфигурации. Большой срок службы. Отработанная технология. Возможность достижения нулевого уровня выбросов.	Громоздкая система тягового привода. Сложные алгоритмы управления. Многоэтапное преобразование энергии.

При рассмотрении ТС с электрическим приводом нельзя обойти вниманием полностью электрические автомобили. В отличие от гибридных ТС электромобили могут полагаться при создании необходимого крутящего момента на колесах исключительно на тяговый электрический двигатель. Поэтому здесь задача правильного выбора типа ТЭД, его проектирования, учета особенностей эксплуатации в различных режимах движения ТС является весьма актуальной.

1.2. Обзор тяговых двигателей электрических и гибридных автомобилей

Основой электропривода ТС является электрический двигатель. Тип этого двигателя определяется на начальном этапе создания автомобиля. Основными требованиями к тяговому двигателю являются:

- высокая энергоэффективность во всем диапазоне нагрузок;

- простота регулирования скорости и крутящего момента;
- высокая перегрузочная способность;
- низкие масса и габариты;
- способность к рекуперативному торможению;
- широкий диапазон регулирования частоты вращения;
- простота и удобство обслуживания.

Кроме этого, важным фактором является его стоимость.

Помимо перечисленных требований от ТЭД требуется соответствие его характеристик всем возможным режимам движения ТС, которые условно можно разделить на следующие:

- ТЭД должен обеспечивать постоянный момент до определенной скорости, называемой «базовой скоростью ТС». Обычно эта скорость лимитируется величиной выходного напряжения инвертора. Таким образом, требуется более высокий крутящий момент на низкой скорости, так как чем больше момент, тем выше ускорение ТС. Это область постоянного момента.

- диапазон скоростей, в котором ТЭД должен обеспечивать постоянную мощность. Когда скорость ТС достигает «базовой» напряжения и ток инвертора становятся максимальными. При этом инвертор не в состоянии обеспечить дальнейший рост мощности ТЭД, поэтому данный диапазон называется областью постоянной мощности.

- при увеличении скорости ТС выше «базовой» требуется уменьшение крутящего момента ТЭД. Это область, где скорость ТС быстро растет, а мощность ТЭД не может оставаться постоянной, поэтому инвертор снижает ток силовой обмотки ТЭД.

В качестве тяговых двигателей в ТС принципиально возможно использовать электромеханические преобразователи постоянного и переменного тока. Рассмотрим основных кандидатов, подходящих на эту роль.

Двигатель постоянного тока

Коллекторные двигатели постоянного тока способны обеспечить высокий крутящий момент при низких частотах вращения, что делает их серьезными

претендентами на применение в качестве ТЭД. Однако эти моторы обладают низкой удельной мощностью, что ограничивает их использование в электрических транспортных средствах. Наличие коллекторно-щеточного узла усложняет обслуживание при эксплуатации, ограничивает электрические нагрузки и вызывает рост потерь, что ведет к уменьшению эффективности. Тепловыделение в таких машинах, особенно с возбуждением от ПМ, генерируется в роторе (обмотка, коллектор, сердечник). Это приводит к дополнительным сложностям при их охлаждении.

По указанным причинам коллекторные двигатели постоянного тока больше не используются в электромобилях [93] за исключением некоторых приложений. Приводы постоянного тока применяются в легковых электромобилях малой мощности. Благодаря обеспечению эффективного контроля скорости они почти идеально воспроизводят типичную моментную характеристику. Механический коллектор работает как силовой инвертор, а его вклад в упрощение системы электронных гаджетов на борту делает процесс управления транспортным средством простым и экономичным.

Асинхронный двигатель

Трехфазные асинхронные двигатели с короткозамкнутым ротором (АД) используются в электромобилях в связи с их простотой, надежностью, хорошей управляемостью и отсутствием контактно-щеточного узла, что исключает дополнительное механическое трение и потери [44]. АД использовались в ранних электромобилях, таких как *GM EV1*, а также в современных моделях, таких как *Tesla*.

Использование развитой электроники делает доступными несколько стратегий управления двигателем, например, векторный контроль, который является одним из способов повышения динамической производительности всего электропривода. С помощью векторного управления может быть существенно расширен диапазон скоростей привода относительно базовой скорости.

Управление ориентацией магнитного потока может заставить АД работать как двигатель постоянного тока с независимым возбуждением, развязывая каналы

контроля магнитного поля и момента. Ослабление потока позволяет расширить диапазон скоростей относительно базовой скорости при постоянной мощности до трех-пяти. Трехфазные четырехполюсные двигатели переменного тока с медным покрытием ротора успешно используются в современных электромобилях.

Однако приводы переменного тока на основе АД с короткозамкнутым ротором характеризуются низкой величиной ускорения, что является критичным при реализации некоторых режимов движения ТС.

На рис. 1.7 показана механическая характеристика асинхронного ТЭД.

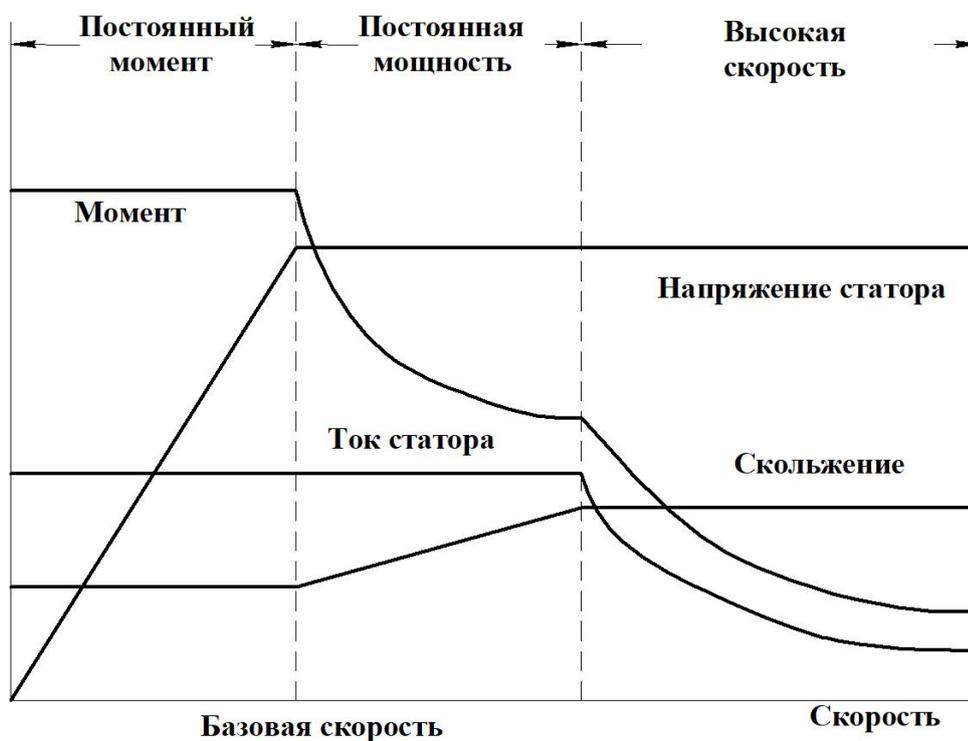


Рисунок 1.7. Механическая характеристика асинхронного ТЭД

Синхронный двигатель с постоянными магнитами

В синхронных двигателях ротор вращается с синхронной скоростью. Питание индуктора в двигателях с электромагнитным возбуждением осуществляется от источника постоянного тока, а на якорь подается трехфазный переменный ток. В синхронных двигателях с магнитоэлектрическим возбуждением (СДПМ), известных также как бесщеточные двигатели

переменного тока, магнитное поле создается постоянными магнитами. По сравнению с АД с КЗ ротором СДПМ являются более эффективными. Многие производители транспортных средств широко используют эти двигатели для электрических приложений. СДПМ обладают высокой удельной мощностью, хорошей управляемостью [79,93].

Вследствие применения для таких машин высокоэнергетичных ПМ появляется возможность выполнения индуктора с малым диаметром, что позволяет уменьшить момент инерции и повысить быстродействие. Отсутствие обмотки возбуждения и необходимости токоподвода к ней является их большим достоинством. В силу того, что такие машины выполняются, как правило, с числом полюсов $2p \geq 6$, преобладающие потери в СДПМ это потери в сердечнике статора.

Значительным препятствием для глобального доминирования приводов с СДПМ в ТС является использование дорогих редкоземельных магнитов, таких как $NdFeB$. Еще один заметный недостаток - дополнительный ток, которым необходимо питать обмотку якоря для ослабления магнитного поля при работе на режимах выше базовой скорости. Это обстоятельство является основной причиной увеличения электрических потерь в обмотке и снижения энергоэффективности на высоких частотах вращения.

Двигатель с магнитами на поверхности ротора

Двигатели с постоянными магнитами поверхностного монтажа (*surface permanent magnet - SPM*) (показаны на рис. 1.8) используются во многих приложениях из-за гибкости и простоты сборки, высоких плотности крутящего момента, КПД, коэффициента мощности и быстродействия [107,109].

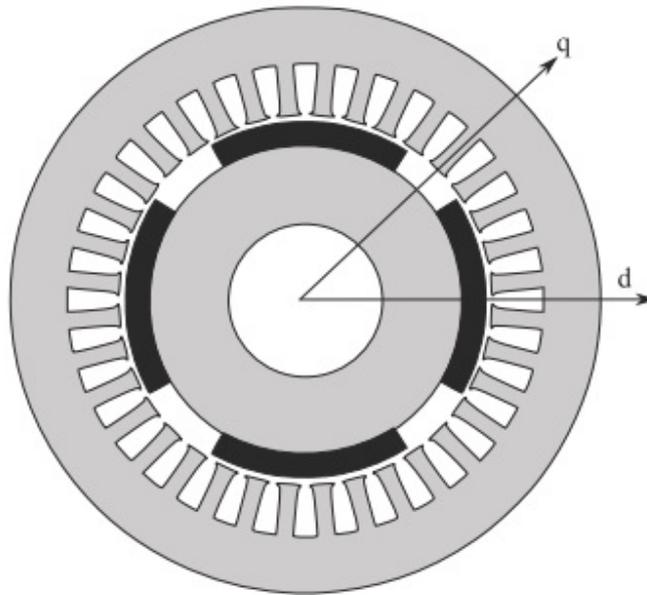
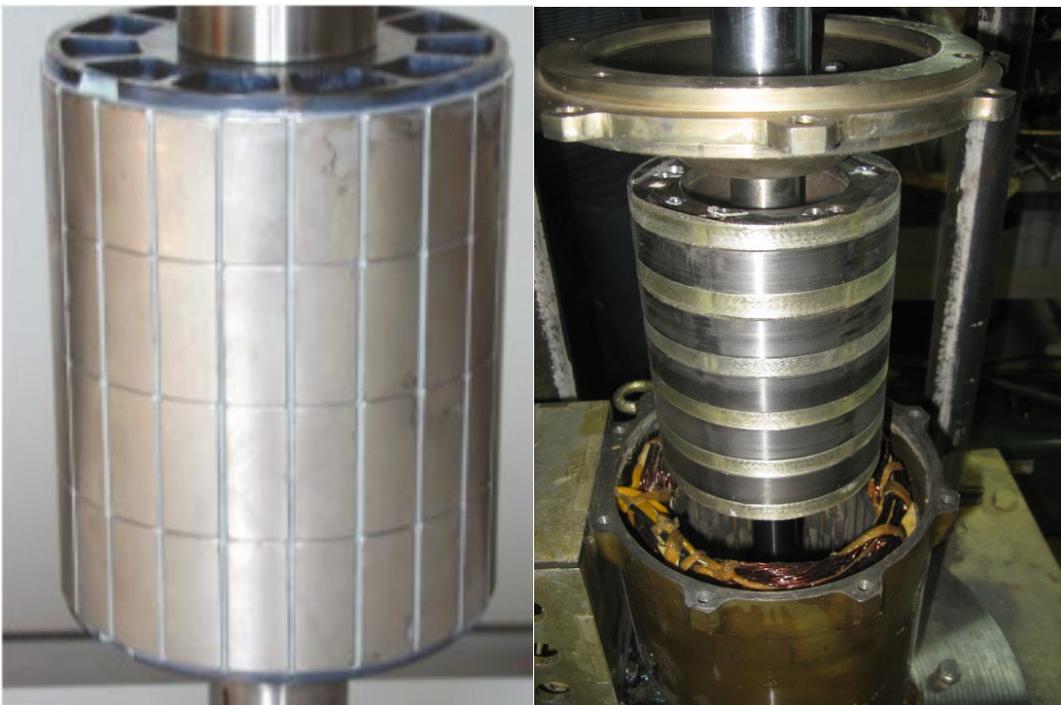


Рисунок 1.8. Поперечное сечение SPM двигателя

Статор имеет конструкцию, аналогичную статору асинхронной машины. ПМ установлены на поверхности ротора, как показано на рис. 1.9.а. В высокоскоростных приложениях для фиксации ПМ на роторе используется бандаж рис.1. 9.б.



а)

б)

Рисунок 1.9. Ротор SPM двигателя

а) низкоскоростного; б) высокоскоростного

Недостаток *SPM* двигателей - неспособность обеспечения постоянства мощности в широком диапазоне частот вращения, что делает их плохими кандидатами для тяговых приводов. Другой недостаток - потери от вихревых токов в роторе, особенно на высокой скорости, которые вызваны в основном временными гармониками тока и пространственными гармониками магнитодвижущей силы. Эти недостатки препятствуют широкому применению *SPM* двигателей в ТС на электрической тяге, особенно на верхних границах диапазона частоты вращения.

Двигатель с инкорпорированными магнитами

В отличие от *SPM* двигателей, в *IPM* (*insert permanent magnet*) двигателях магниты утоплены в сердечник ротора. *IPM* двигатели широко используются в гибридных автомобилях и электромобилях благодаря присущим им достоинствам, в том числе высокой плотности крутящего момента, эффективности и постоянству мощности в широком диапазоне изменения частот вращения [42,87,103]. На рис. 1.10 представлен фрагмент поперечного сечения традиционного V-образного *IPM* двигателя, разработанного для электрического автобуса [99]. Из-за анизотропного ротора (проводимость магнитного потока по осям *d* и *q* различна) *IPM* двигатели имеют более высокую плотность крутящего момента, чем *SPM* двигатели. Правильно спроектированный мотор может обеспечить хорошее ослабление потока и возможность перегрузки без негативных последствий.

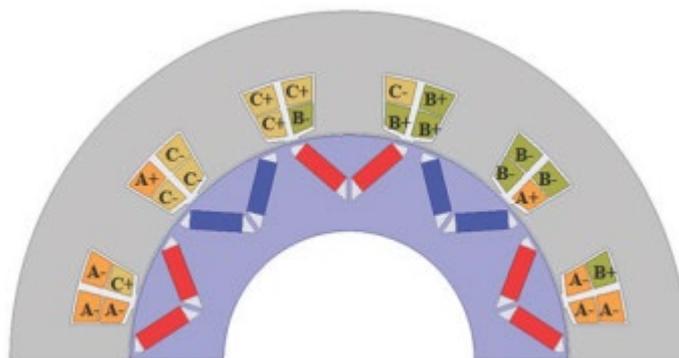


Рисунок 1.10. Поперечное сечение *IPM* двигателя

Основной недостаток таких машин, присущий всем магнитоэлектрическим ЭМП, – с ростом температуры ПМ снижается производительность и возрастает риск необратимого размагничивания.

Для улучшения плотности момента и энергоэффективности в этих двигателях применяют сосредоточенную обмотку с дробным числом пазов на полюс и фазу, отличающуюся малой длиной и вылетом лобовых частей [69,88]. Однако такое решение вызывает новые проблемы - высокую пульсацию момента и увеличение потерь в роторе на высоких скоростях. Альтернативой является использование двухслойной сосредоточенной обмотки. Это позволяет уменьшить высшие пространственные гармонические составляющие, в результате чего сокращаются пульсации момента и потери в сердечнике. Кроме того, двигатели с такой обмоткой имеют более высокий момент. Недостаток - снижение способности к ослаблению потока и рост сложностей при изготовлении.

СДПМ с *IPM* индуктором в настоящее время является наиболее часто используемыми двигателями в ТС на электрической тяге.

Бесщеточный двигатель постоянного тока с постоянными магнитами (БДПТ)

Ранее было сказано о достоинствах и недостатках коллекторных ДПТ с позиций их применения в тяговом электроприводе. Возможность использования постоянных магнитов и бесщеточное исполнение является предпочтительным вариантом для машины постоянного тока. Чаще всего БДПТ выполняются с вращающимся индуктором с высококоэрцитивными ПМ и неподвижной многофазной обмоткой якоря на статоре. Основное их отличие от СДПМ в том, что они питаются прямоугольными импульсами напряжения. Важным преимуществом БДПТ является их способность передавать большой крутящий момент по сравнению с другими двигателями при одинаковой потребляемой мощности. Эти машины имеют высокую удельную мощность и значительно большую производительность, чем коллекторные ДПТ [94]. Такой двигатель

также легче, меньше по габаритам, лучше рассеивает тепло (поскольку оно генерируется в статоре). БДПТ обладают высоким пусковым моментом, что важно в стартовых режимах движения ТС.

Но из-за своей ограниченной способности ослаблять поле, они имеют короткий диапазон постоянной мощности. Момент с увеличением скорости уменьшается из-за противо-ЭДС, возникающей в обмотке якоря.

Расширение диапазона частот вращения и повышение КПД возможно за счет применения дополнительной обмотки возбуждения. Такие машины называют гибридными двигателями с постоянными магнитами из-за наличия как магнитоэлектрического, так и электромагнитного возбуждения. Но внедрение таких БДПТ сдерживается сложностью конструкции, недостаточным потолком скорости для удовлетворения требований электромобилей, особенно внедорожников.

С помощью управления углом проводимости силовых вентиля преобразователя можно повысить эффективность БДПТ и скоростной диапазон, достигающий четырехкратной базовой частоты вращения, хотя при очень высоких скоростях снижается энергоэффективность в результате размагничивания ПМ (регулирование ослаблением поля).

Помимо гибридных конфигураций ПМ могут быть инкорпорированы в ротор или установлены на его поверхности (по аналогии с СДПМ), что требует меньшего объема магнитов. БДПТ предпочтительны для использования в небольших автомобилях максимальной мощностью до 60 кВт [102]. Типичная моментная характеристика БДПТ показана на рис. 1.11.

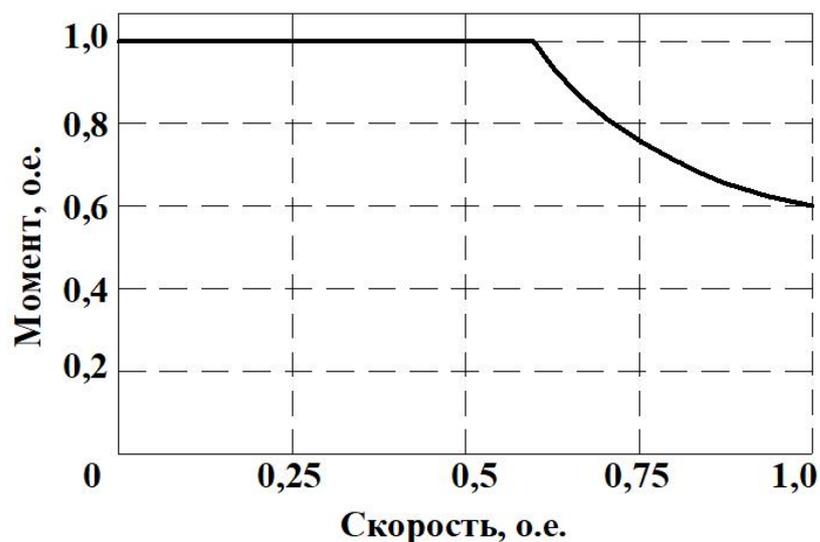


Рисунок 1.11. Механическая характеристика БДПТ

Вентильно – индукторный двигатель

Вентильно-индукторный двигатель (ВИД) (в англоязычной литературе - импульсный реактивный двигатель (*SRM*)), также известен как двигатель с явными полюсами на статоре и роторе. Представляет собой синхронный двигатель, питаемый однополярным током от инвертора. Имеет простую и надежную конструкцию, низкую стоимость, допускает высокие частоты вращения, менее подвержен критическим неисправностям при реализации длительного диапазона постоянной мощности, что весьма полезно для электромобильных приложений.

Для таких двигателей не требуется наличие ПМ, что способствует повышению надежности и отказоустойчивости. С другой стороны, они отличаются повышенным уровнем шума и вибраций из-за пульсирующего характера момента, имеют низкий КПД, большие размеры и массу по сравнению с СДПМ и БДПТ.

Хотя такие машины отличаются простотой конструкции, при их управлении возникают сложности, обусловленные краевыми эффектами в пазово-полюсных структурах статора и ротора и высоким насыщением полюсных наконечников [67, 86, 91, 93]. Указанные недостатки ограничивают использование ВИД в тяговом приводе. Однако из-за высокой стоимости редкоземельных материалов,

необходимых для машин с ПМ, интерес к ВИД растет. Уменьшение шума и пульсаций момента являются основными проблемами в исследованиях, связанных с ВИД.

Синхронный реактивный двигатель

Синхронный реактивный двигатель (СРД) сочетает в себе преимущества двигателей с постоянными магнитами и асинхронных двигателей [16]. Из-за высокой стоимости редкоземельных постоянных магнитов СРД имеет хорошие перспективы для использования в качестве тягового. Поперечное сечение СРД показано на рис. 1.12.

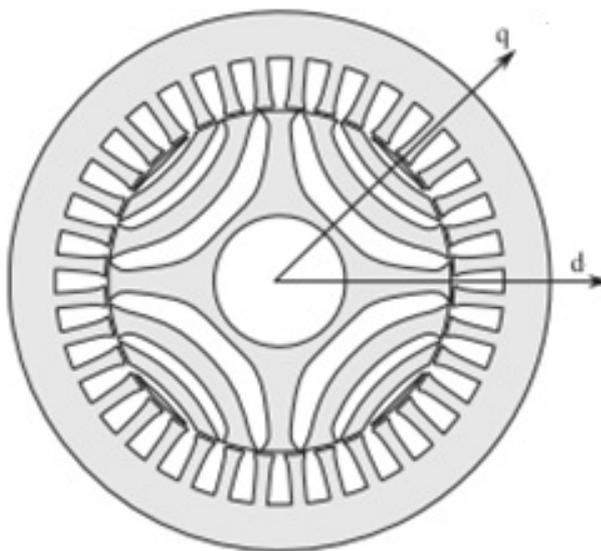


Рисунок 1.12. Поперечное сечение СРД

Конструкция двигателя отличается простотой и надежностью. Поскольку здесь отсутствуют постоянные магниты и связанные с их наличием недостатки (размагничивание ПМ при воздействии внешнего поля и повышенной температуры). Эта машина по своей сути отказоустойчива и нет необходимости защищать преобразователь от перенапряжений, что упрощает его конструкцию. Момент в СРД создается за счет разницы проводимостей магнитному потоку по продольной d и поперечной q осям. На рис. 1.13 показано изменение потокосцеплений по осям d и q в зависимости от величины тока якоря.

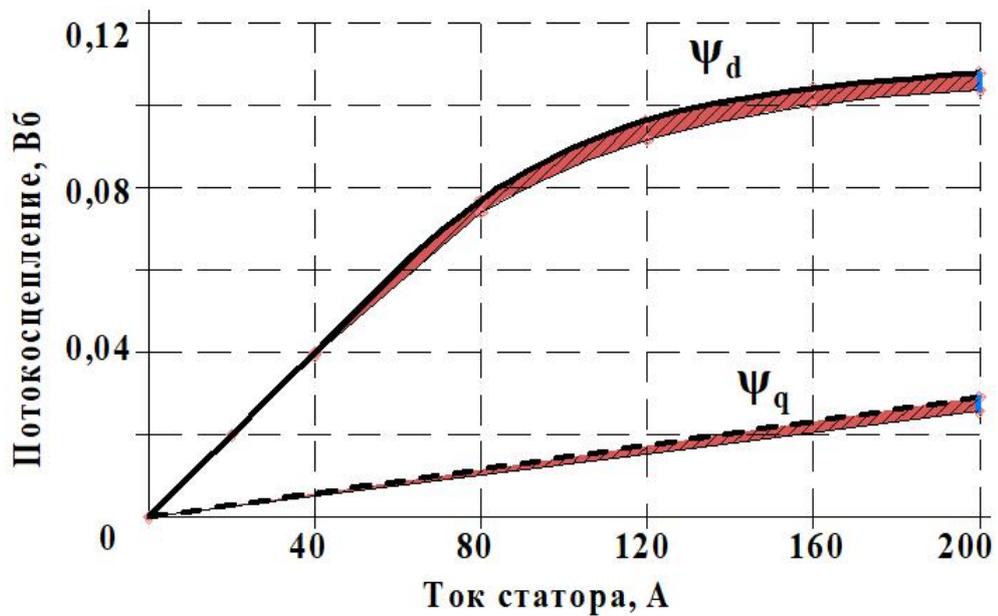


Рисунок 1.13. Потокоосцепления СРД

Сплошной линией показано потокоосцепление по оси d , созданное только током I_d , а пунктирная линия показывает потокоосцепление по оси q , созданное только током I_q . Красные заштрихованные области сообщают об эффекте перекрестной связи между осями d и q . Очевидно, что потокоосцепление по оси d больше по величине, так как потокоосцепление по оси q ограничено немагнитными барьерами ротора. Потокоосцепления могут быть выражены как:

$$\Psi_d = L_d \cdot i_d; \quad \Psi_q = L_q \cdot i_q,$$

где L_d , L_q - индуктивности обмотки якоря по продольной и поперечной осям.

Средний электромагнитный момент можно рассчитать по формуле:

$$M = \frac{3}{2} p \cdot (L_d - L_q) \cdot i_d \cdot i_q,$$

где p – число пар полюсов.

В СРД имеет место только реактивный момент, что приводит к снижению удельного момента по сравнению с двигателями с магнитоэлектрическим возбуждением. Для повышения момента в конструкции ротора располагают несколько барьеров магнитному потоку по оси q [109]. Еще один существенный недостаток СРД – низкое значение коэффициента мощности, что обуславливает

большую реактивную мощность, потребляемую инвертором. Также для таких машин проблемой являются пульсации момента, которые не могут быть устранены скосом полюсов ротора или пазов статора. Эффективный метод борьбы с пульсациями момента – выбор правильного числа барьеров потоку по отношению к числу пазов статора на пару полюсов [89] и правильное положение концевых участков магнитных барьеров [84].

Следует отметить, что СРД допускает работу при относительно высоких частотах вращения, ограничиваемых только деформацией ротора. Преимущества СРД при использовании в качестве ТЭД:

- отсутствие зубчатого момента, поэтому нет необходимости преодолевать силы притяжения между статором и ротором, как в двигателе с постоянными магнитами;
- безопасность, обусловленная отсутствием противоЭДС и больших токов короткого замыкания в случае неисправности;
- допускают перегрузки без риска размагничивания;
- низкая стоимость за счет отсутствия ПМ.

Проблемы СРД в основном связаны с управляемостью, технологией изготовления и низким коэффициентом мощности, что препятствуют его широкому использованию в электромобилях.

Синхронный реактивный двигатель с постоянными магнитами

Реактивный двигатель с постоянными магнитами (СРДПМ) можно легко получить из СРД, установив ПМ внутри магнитных барьеров ротора, как показано на рис. 1.14.

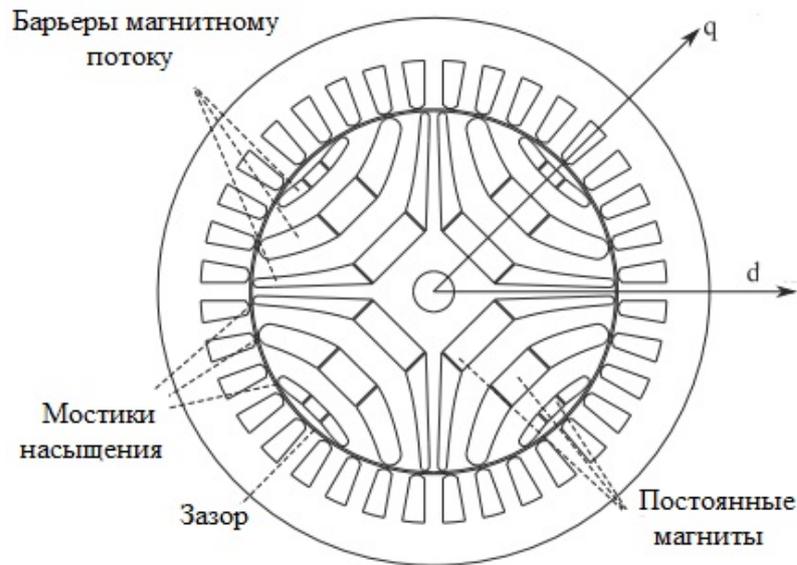


Рисунок 1.14. Поперечный разрез СРДПМ

Внедрение в сердечник ротора ПМ приводит к некоторым положительным эффектам, таким как возможность создания мостиков насыщения, увеличение электромагнитного момента двигателя и коэффициента мощности. Анизотропный ротор позволяет использовать вместо редкоземельных магнитов ферритовые, что является более экономичным.

Потокосцепления СРДПМ могут быть рассчитаны как

$$\psi_d = L_d \cdot i_d; \quad \psi_q = L_q \cdot i_q - \psi_0,$$

где ψ_0 - потокосцепление ПМ с обмоткой якоря.

Электромагнитный момент

$$M = \frac{3}{2} p \cdot (L_d - L_q) \cdot i_d \cdot i_q + \frac{3}{2} p \cdot \psi_0 \cdot i_d.$$

За счет активной составляющей момента, создаваемой ПМ, увеличивается плотность момента и коэффициент мощности по сравнению с СРД. Однако выбор материала ПМ должен проводиться с учетом возможности необратимого размагничивания при перегрузках, что потенциально налагает определенные ограничения на область использования СРДПМ. На рис.1.15. показано сравнение перегрузочной способности СРД и СРДПМ.

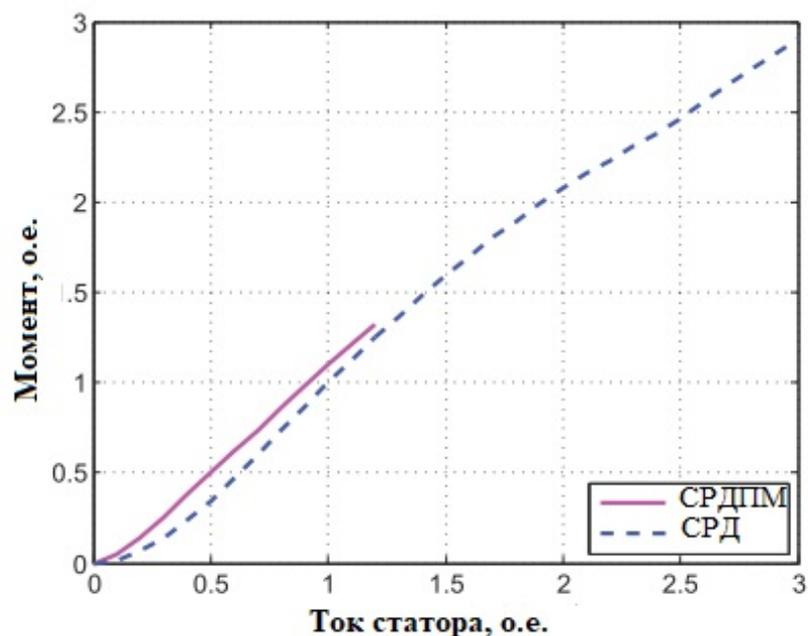


Рисунок 1.15. Сравнение перегрузочной способности СРД и СРДПМ

Можно видеть, что СРДПМ с дешевыми ферритовыми ПМ обладает ограниченной перегрузочной способностью, а СРД, как сказано выше, из-за отсутствия ПМ в роторе демонстрирует высокую перегрузочную способность.

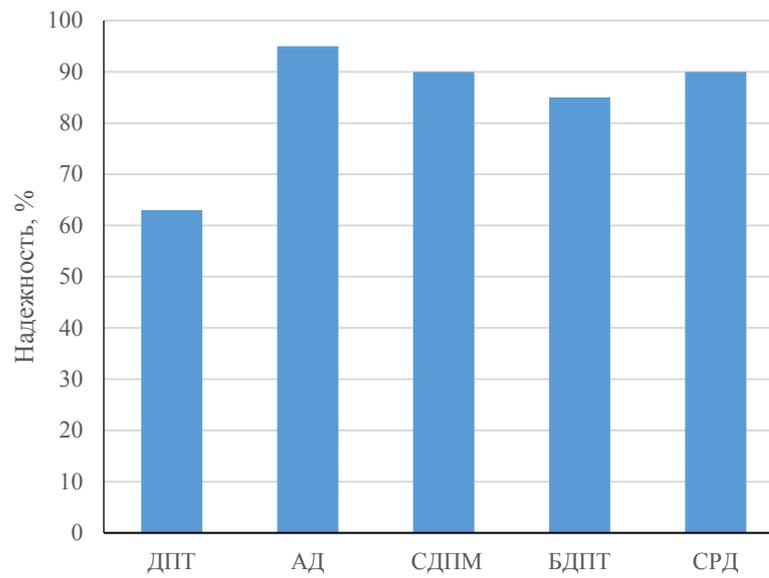
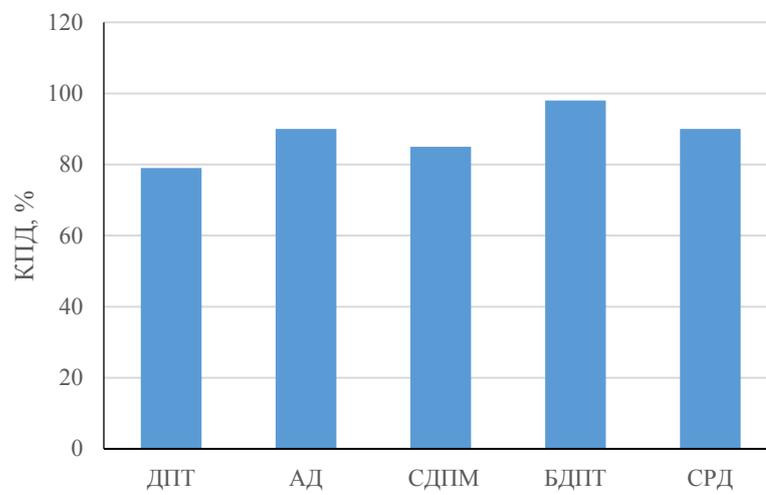
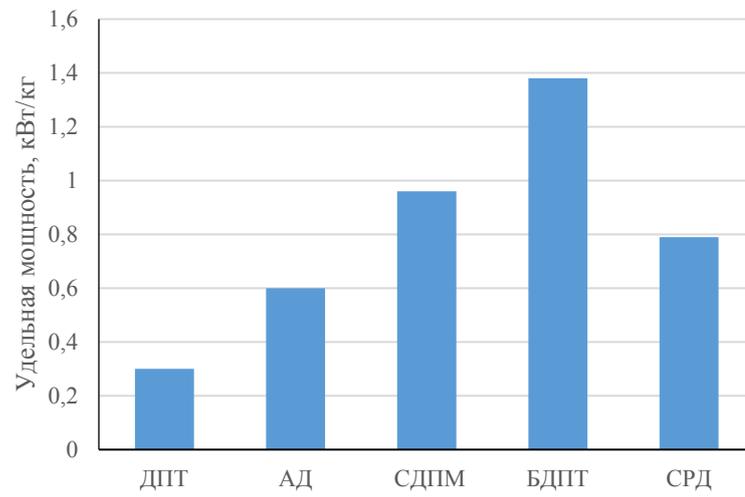
1.3. Сравнительное исследование электрических двигателей ТС

В этом параграфе делается попытка, основанная на опытных данных производителей, выявить сильные и слабые стороны различных электрических двигателей, которые можно использовать в качестве тяговых в зависимости от размера ТС и наличия свободного места для их размещения.

В целом, такая задача относится к типу многокритериальных. Рассматриваемые в качестве кандидатов на ТЭД электрические машины сравниваются по следующим параметрам:

- удельная мощность, кВт/кг;
- энергоэффективность, %;
- надежность, %;
- стоимость.

На рис. 1.16 приведены номограммы указанных критериев при сравнении различных типов электрических двигателей.



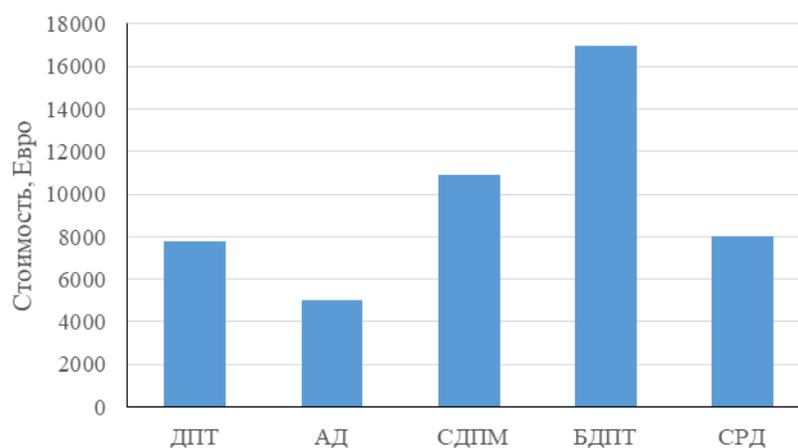


Рисунок 1.16. Сравнение электрических двигателей для тяговых приложений

Анализ представленных данных показывает, что СДПМ и БДПТ отличаются максимальной удельной мощностью, что объясняется высокими энергетическими качествами редкоземельных ПМ. Чуть хуже данный показатель у СРД и АД. ДПТ имеет худшее значение удельной мощности. По этому параметру СДПМ и БДПТ вне конкуренции.

БДПТ обладают лучшей энергоэффективностью, достигающей 95% благодаря отсутствию потерь в роторе. Далее по этому показателю располагаются АД (КПД до 90%), затем все остальные двигатели.

Максимально надежными являются АД и СРД, за которыми по этому параметру следуют двигатели с ПМ. ДПТ наименее надежен из-за наличия коллекторно-щеточного узла, используемого для подвода тока к обмотке якоря. Преимущества АД здесь обеспечиваются простотой их конструкции, устоявшейся технологией изготовления.

По стоимости и ее независимости от временного фактора наиболее предпочтительным выбором является АД, которые выбраны большим числом производителей гибридных и электрических авто. Далее располагаются ДПТ и СРД. Повышенная стоимость БДПТ и СДПМ вызвана наличием дорогих ПМ, объем и цена которых примерно пропорциональны мощности двигателя.

В табл.1.2 приведены значения удельного момента трех типов двигателей [94], а в табл.1.3 – указаны их преимущества, недостатки и перечислены ТС, использующие различные типы двигателей.

Удельный момент некоторых типов ТЭД

Таблица 1.2

Тип двигателя	Момент/Объем, (Нм/м ³)	Момент/Масса меди, (Нм/кг)
СДПМ	28860	28...48
АД	4170	6,6
СРД	6780	6,1

Преимущества, недостатки и применение различных ТЭД на транспортных средствах

Таблица 1.3

Тип двигателя	Достоинства	Недостатки	Используются в ТС
Двигатель постоянного тока (ДПТ)	- большой момент при низкой частоте вращения	- сложная конструкция; - низкая эффективность; - потери в щеточном контакте	Fiat Panda, Conceptor G-Van
Бесщеточный двигатель Постоянного тока на постоянных магнитах (БДПТМ)	- нет электрических потерь в роторе; - малые вес и габариты; - хорошее рассеяние тепла; - высокие надежность, удельный момент и мощность	- короткий диапазон постоянной мощности; - уменьшение момента с ростом скорости; - высокая стоимость (ПМ)	Toyota Prius (2005)
Синхронный двигатель на постоянных магнитах (СДПМ)	- работоспособность в широком диапазоне частот вращения без редуктора; - компактность и высокий КПД; - возможность применения в мотор-колесе; - высокий момент даже при очень низкой частоте	- большие магнитные потери на высоких частотах вращения	Toyota Prius, Nissan Leaf, Soul EV

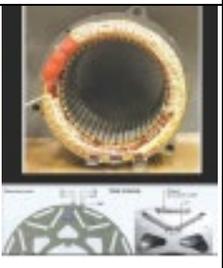
Тип двигателя	Достоинства	Недостатки	Используются в ТС
	вращения		
Асинхронный двигатель (АД)	- наиболее развитая система привода переменного тока; - допускает векторный контроль магнитного поля	небольшая удельная мощность	Tesla Model S, Tesla Model X, Toyota Rav4, GM EV1
Вентильно-индукторный двигатель (ВИД) Синхронный реактивный двигатель (СРД)	- простая и надежная конструкция; - низкая стоимость; - высокая частота вращения; - длительный период постоянной мощности; - высокая удельная мощность и надежность; - хорошая управляемость; - высокий КПД	- очень шумный; - низкий КПД; - больше и тяжелее СДПМ; - сложная конструкция и управление; - низкий коэффициент мощности; - проблемы производства	Chloride Lucas
Синхронный реактивный двигатель с постоянными магнитами (СРДПМ)	- более высокий коэффициент мощности, чем у ВИД и СРД; - нет проблемы размагничивания ПМ	- больше и тяжелее СДПМ; - сложная конструкция и управление	BMW3
Безжелезный двигатель с аксиальным потоком и постоянными магнитами	- отсутствует сердечник статора; - малый вес; - высокая удельная мощность; - малые электрические потери; - высокий КПД; - переменная частота вращения; - ротор может быть установлен на боковой стороне колеса	- сложная технология	Renovo Coup

1.4. Обзор рынка тяговых электрических двигателей

Легковые автомобили

Рынок легковых автомобилей лидирует по количеству гибридных и электрических транспортных средств. Такие компании, как *Toyota Motor Corporation*, *Honda Motor Company Ltd.* (Япония) были пионерами в области коммерциализации гибридных автомобилей. В табл. 1.4 приведены данные о различных двигателях/генераторах, используемых в легковых ТС, конструкциях статора и ротора, номинальных параметрах машин [88].

Таблица 1.4

Двигатель/ генератор				
ТС	Honda Insight 2000	Honda Civic 2003	Honda Accord 2005	Honda Civic 2006
Статор	CO	CO	CO	CO
Ротор	SPM	SPM	IPM	IPM
Мощность, кВт	9,2	12	14	15,5
Напряжение шины DC, В	144	144	156	156
				
ТС	Toyota Camry 2007	Lexus 2005R400h	Toyota Prius 1998	Toyota Prius 2004
Статор	PO	PO	PO	PO
Ротор	IPM	IPM	IPM	IPM
Мощность, кВт	105	123	30	50
Напряжение шины DC, В	244-650	650	273	200-500

Из приведенных данных можно сделать следующие выводы:

- почти все производители легковых гибридных автомобилей перешли на машины с постоянными магнитами для увеличения удельной мощности и энергоэффективности согласно требованиям эксплуатации, в городе;

- *Honda Motor Co. Ltd.* ориентирована на *SPM* и *IPM* машины с сегментированным статором и дробной сосредоточенной обмоткой. Сегментация сердечника дает возможность увеличения коэффициента заполнения паза и снижения затрат на изготовление. Однако при этом нарушается жесткость ярма статора. Концентрическая зубцовая обмотка выполнена с числом пазов на полюс и фазу $q=0,5$ и имеет низкий обмоточный коэффициент 0,866. Напряжение шины постоянного тока невелико;

- *Toyota Motor Corp.* предпочитает *IPM* машины с обычными распределенными обмотками. Иногда используются дробные сосредоточенные обмотки, например, в генераторе гибридного автомобиля *Prius 2010*. Некоторые конструкции роторов имеют одинарный слой ПМ, а некоторые несколько слоев с целью увеличения вклада реактивного момента. Напряжение шины постоянного тока более высокое благодаря использованию *DC-DC* преобразователя, что позволяет снизить требования к диапазону ослабления магнитного потока, особенно для высокоскоростных машин, таких как *Toyota Camry* и *Lexus*;

- максимальная частота вращения первых ТД для данного класса ТС составляла около 6000 об/мин. В более поздних моделях с целью увеличения удельной мощности машины рассчитаны на более высокие максимальные скорости - до 14 000 об/мин;

- *IPM* двигатель - доминирующий тип электрической машины для легковых автомобилей и ТС малой грузоподъемности, их номинальная мощность для полных гибридных автомобилей составляет 30–70 кВт;

- жидкостное охлаждение становится обычной практикой для достижения более высокой удельной мощности;

- электрические машины тесно интегрированы с двигателем внутреннего сгорания и трансмиссией.

Автомобили средней грузоподъемности

Несмотря на то, что в производстве легковых автомобилей преобладают *IPM* машины с жидкостным охлаждением, это не относится к автомобилям средней и большой грузоподъемности. В этих автомобилях АМ с короткозамкнутым ротором до сих пор является основным типом ТЭД.

В таблице 1.5 приведены некоторые параметры тяговых систем для транспортных средств средней и большой грузоподъемности [112-114]. Большинство из них представляют собой асинхронные машины с жидкостным охлаждением.

Таблица 1.5

<i>Allison Transmission</i>	<i>BAE</i>	<i>Azure Dynamics</i>	<i>Solectria</i>	<i>UQM Technologies</i>
Allison EP-50/40 Асинхронный двигатель/генератор, $P_n = 75\text{кВт}$, $P_m = 150\text{кВт}$	Гибридная силовая установка с АД $P_n =$ 160кВт , P_m $= 200\text{кВт}$	АД с воздушным охлаждением $P_n = 50\text{кВт}$, $P_m = 97\text{кВт}$	АС-55 АД с $P_n = 78\text{кВт}$ n_n $= 2500\text{об/мин}$, n_m $= 8000\text{об/мин}$	СДПМ с жидкостным охлаждением $P_n = 115\text{кВт}$, $P_m = 200\text{кВт}$

В последние годы в этом секторе наблюдается рост интереса к *IPM* машинам. В некоторых большегрузных транспортных средствах используются СРД. Известные проблемы СРД, в том числе акустический шум, пульсации момента и вибрация имеют меньшее значение для этого класса ТС. Машины с ПМ имеют более высокую удельную мощность и КПД. АД более эффективны при работе с неполной нагрузкой, не имеют проблем с отказоустойчивостью и в них исключен режим неуправляемой генерации, как у машин с ПМ [92].

Выводы по главе 1

Класс легких коммерческих гибридных и электрических автомобилей, для которого позиционируется тяговый двигатель, исследуемый в настоящей работе, занимает нишу между рассмотренными выше легковыми ТС и ТС средней и

большой грузоподъемности. Основываясь на проведенном анализе трансмиссий электромобилей и ТД, используемых в них, можно сделать следующие выводы:

1. Установлено, что по показателям простоты реализации, эффективности, степени разработанности для коммерческого электромобиля малой грузоподъемности подходят параллельная и последовательная системы передачи момента на колеса ТС.

2. В результате анализа тяговых двигателей, наиболее часто применяемых в приводе гибридных и полностью электрических ТС, выделены асинхронные двигатели и бесщеточные двигатели с постоянными магнитами.

3. Обзор рынка легковых электромобилей и ТС малой и средней грузоподъемности показал, что в классе последних ведущие мировые производители для реализации тягового привода отдают предпочтение асинхронным двигателям и синхронным двигателям с постоянными магнитами.

4. С учетом преимуществ и недостатков различных типов электрических машин для применения в коммерческих электрифицированных ТС малой и средней грузоподъемности в качестве ТЭД сделан выбор в пользу синхронной машины с инкорпорированными магнитами, как имеющей максимальную удельную мощность и степень использования активных материалов.

2. ОСОБЕННОСТИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ АКТИВНОЙ ЗОНЫ ЯКОРЯ ТЯГОВОГО ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ДВИГАТЕЛЯ

СДПМ были выбраны в качестве тягового двигателя коммерческого электрического или гибридного автомобиля благодаря их высокой эффективности, компактному размеру, высокому моменту на низких частотах вращения и простоте управления в режиме рекуперативного торможения. Электромеханический преобразователь с постоянными магнитами в гибридной трансмиссии работает как двигатель при стандартном цикле передвижения или как генератор в период торможения и распределения мощности по бортовым системам ТС. Базовый режим работы – двигательный, поэтому подход к разработке и созданию тягового ЭМП – как к проектированию двигателя.

2.1. Входные параметры электромагнитного расчета и границы их изменения

В техническом задании на проектирование ТЭД однозначно оговариваются величины пускового момента и диапазона рабочих скоростей ТС. Нагрузка тягового двигателя постоянно меняется при изменении режимов движения ТС. Зная скоростной профиль автомобиля, передаточное отношение главной передачи и диаметр колеса ТС можно определить максимальный допустимый вращающий момент. На рис.2.1. приведен пример скоростного профиля коммерческого автомобиля малой грузоподъемности.

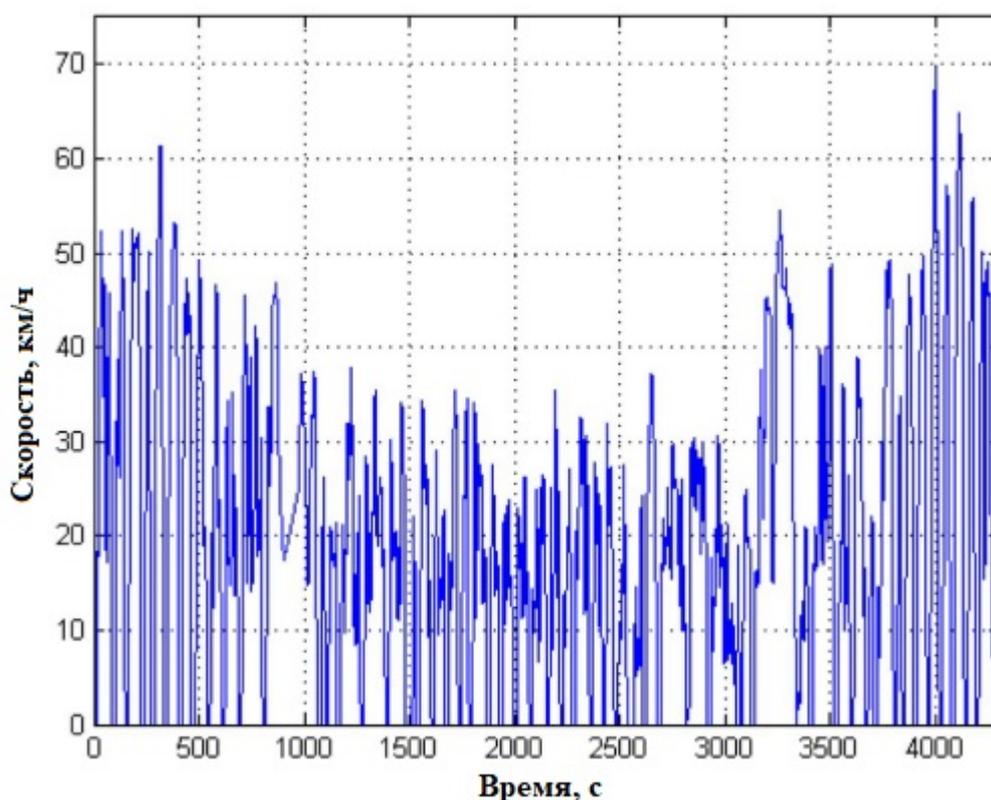


Рисунок 2.1. Скоростной профиль автомобиля малой грузоподъемности в городском цикле

Из этих же данных находится среднее значение момента за рабочий цикл. При номинальной частоте вращения этот момент соответствует выходной мощности 80 кВт. Необходимость высокого момента в области низких частот вращения требует специальных способов управления, например «максимизации момента на ампер» (МТРА), что впрочем, выходит за рамки данного исследования.

Тяговый двигатель обычно должен обеспечивать кратность пускового момента не менее 2...3 [94]. В нашем случае при среднем моменте 500 Нм и максимальном моменте 1700 Нм кратность пускового момента составляет 3,4.

Напряжение преобразователя принято 400 В, номинальная (базовая) частота вращения двигателя 1500 об/мин. Уровень мощности и напряжения силового электронного блока обычно определяет максимально допустимый ток инвертора. Перегрузка аккумуляторной батареи ограничивает мощность и тем самым

снижает максимальный ток. Таким образом, максимальный допустимый ток также является одним из параметров технического задания.

Отправной точкой электромагнитного расчета является величина электромагнитного момента. Момент может быть увеличен, если улучшены условия охлаждения. Электромагнитный момент выражается через амплитуду радиальной составляющей индукции поля возбуждения B_{0m} , линейную плотность поверхностного тока (линейную нагрузку) A и угол между амплитудами волн индукции и линейной нагрузки β .

$$M = \pi R^2 l_\delta B_{0m} A \cdot \cos \beta, \quad (2.1)$$

где R - радиус расточки статора; l_δ - длина зазора.

Амплитуды линейной нагрузки и индукции, выраженные через ток в силовой обмотке I_1 и магнитный поток Φ_m

$$A = \frac{\sqrt{2} m I_1 w k_{об}}{\tau \cdot p}; \quad B_{0m} = \frac{\pi \Phi_m}{2\tau \cdot l_\delta}, \quad (2.2)$$

где m - число фаз, $w k_{об}$ - число эффективных витков фазы обмотки; τ - полюсное деление; p - число пар полюсов.

Тогда выражение для вращающего момента

$$M = \frac{p m}{\sqrt{2}} \cdot \Psi_{10m} I_1 \sin \psi, \quad (2.3)$$

здесь $\Psi_{10m} = w k_{об} \Phi_m$ - потокосцепление с фазой обмотки; $\psi = \beta + \frac{\pi}{2}$ - угол между векторами потокосцепления (ЭДС холостого хода) и тока.

Значения линейной нагрузки выбираются с учетом способа охлаждения. С целью уменьшения массо-габаритных показателей ТЭД может быть рекомендовано жидкостное охлаждение, которое допускает для мощностей 80...110 кВт на частотах вращения около 1500...2500 об/мин величину линейной нагрузки 90...150 кА/м и плотность тока в обмотке 4...6 А/мм².

При выборе линейной нагрузки и плотности тока следует учитывать тип обмотки. Зубцовые обмотки допускают большие значения данных параметров по

сравнению с распределенными за счет коротких лобовых частей, меньших электрических потерь, лучших условий теплоотдачи от наиболее нагретых частей обмотки. Для зубцовых обмоток допускается плотность тока до 7 А/мм^2 . В области низких частот вращения допускается превышение указанных значений до 2...3 раз, однако данный переходный процесс характерен для разгона тягового привода и длится несколько секунд, поэтому не оказывает сколь-нибудь значимого влияния на температурное состояние ТЭД.

На рис. 2.2 показан алгоритм проектирования ТЭД. Данный алгоритм содержит несколько этапов проектирования:

- определение основных размеров ТЭД;
- выбор типа обмотки и конфигурации зубцовой зоны;
- расчет индуктора и определение объема ПМ;
- контроль механической прочности вращающейся части ТД.

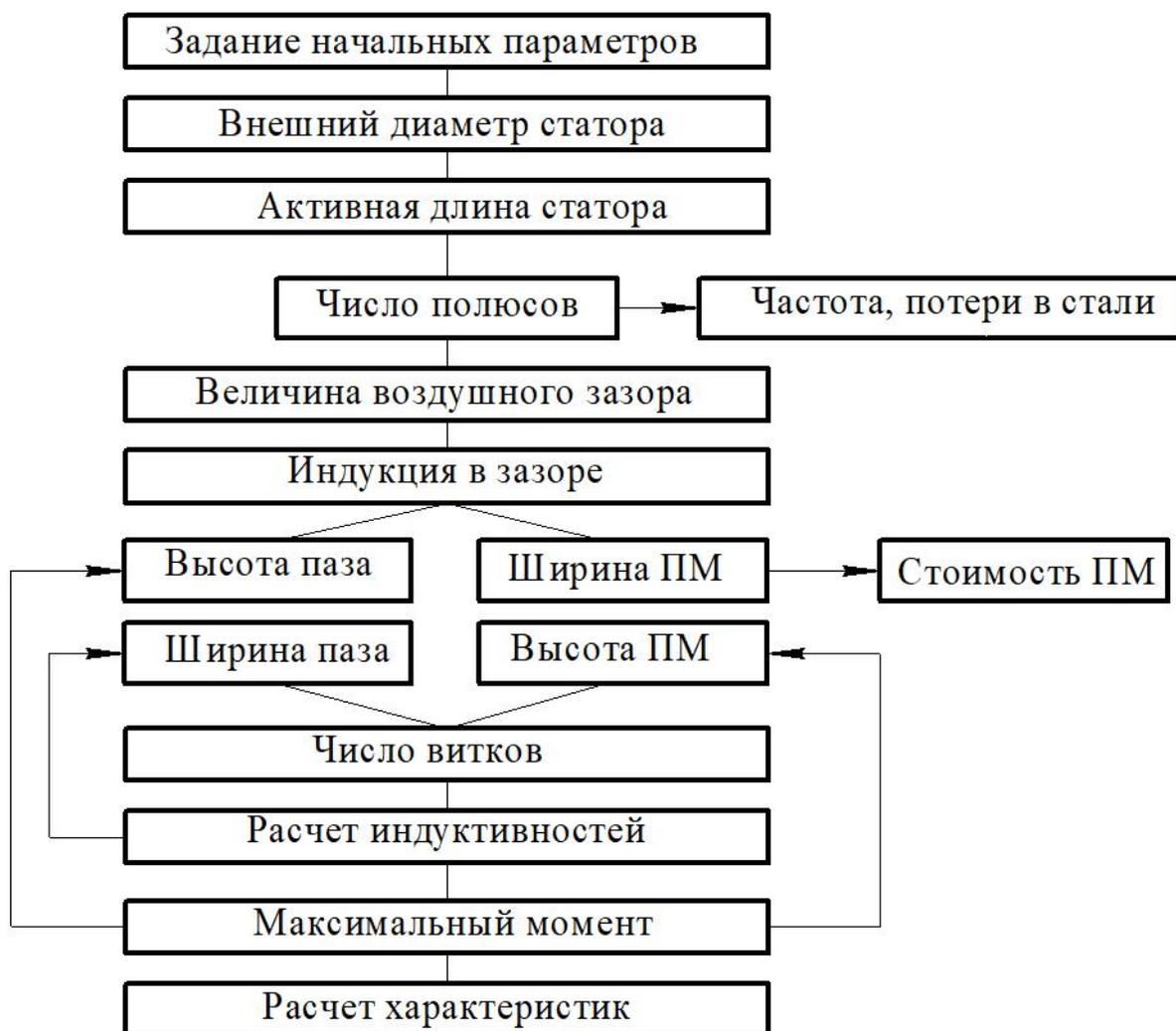


Рисунок 2.2. Алгоритм проектирования ТЭД по максимуму момента

В электромашиностроении имеется большое число независимых параметров, которые необходимо определить при стремлении к оптимальному решению. Некоторые параметры устанавливаются требованиями эксплуатации, например, величина напряжения.

В качестве ограничения целесообразно использовать внешний диаметр статора, выбираемый с учетом свободного пространства на борту ТС. Длина активной части в процессе проектирования должна обеспечить требуемые момент и индуктивность.

Выходным критерием процесса проектирования является величина электромагнитного момента ТЭД, который он может обеспечить в указанных габаритах. Момент двигателя с наличием реактивной составляющей может быть найден как

$$M = \frac{mp}{4\pi^2 n^2} \left(\frac{U \cdot E_0}{L_d} \sin \theta + \frac{U^2 (L_d - L_q)}{2L_d L_q} \sin 2\theta \right), \quad (2.4)$$

где n - частота вращения, об/мин; U - фазное напряжение, В; L_d , L_q - индуктивности обмотки статора по продольной и поперечной осям соответственно; θ - угол нагрузки.

Синхронная индуктивность по оси d

$$L_d = \frac{2m\mu_0}{\pi^2} \cdot \frac{\tau}{p \cdot \delta k_\delta k_\mu} l \cdot (k_{об} w)^2 k_{ad}, \quad (2.5)$$

здесь τ - полюсное деление; $\delta k_\delta k_\mu$ - эффективный зазор с учетом зубчатости статора и насыщения магнитопровода; k_{ad} - коэффициент формы поля продольной реакции якоря.

Из (2.1) и (2.2) следует, что максимальный момент, который может обеспечить двигатель при определенном токе, можно увеличить за счет роста числа эффективных витков обмотки при неизменном токе инвертора. Это приводит к увеличению линейной токовой нагрузки и синхронной

индуктивности, что в свою очередь влияет на способность к ослаблению поля и коррекцию диапазона регулирования частоты вращения ТЭД. Другой способ воздействия на величину момента и регулировочной способности – изменение коэффициентов формы поля продольной и поперечной реакции якоря, что в *IPM* машине достигается выбором соответствующей конструкции индуктора и расположения в нем ПМ.

В соответствии с предложенным алгоритмом на начальном этапе выбираются следующие параметры: бортовое напряжение шины постоянного тока, номинальная частота вращения ТЭД, число полюсов с учетом частоты перемангничивания на верхнем пределе скорости и величины удельных магнитных потерь на этой частоте. Далее по внешнему диаметру ТЭД, выбранной системе охлаждения, моменту определяется длина активной части с учетом соотношения диаметра расточки статора к его внешнему диаметру k_D .

$$l_{\delta} = \frac{2k_e M_n}{\pi \alpha_{\delta} k_B k_{o\delta} A B_{\delta} \cdot (D_n k_D)^2 \eta \cos \varphi}, \quad (2.6)$$

где k_e - коэффициент ЭДС, учитывающий внутреннее падение напряжения в обмотке якоря при номинальной нагрузке; α_{δ} - расчетный коэффициент полюсного перекрытия; k_B - коэффициент формы кривой ЭДС; $k_{o\delta}$ - обмоточный коэффициент.

Расчетные коэффициенты полюсного перекрытия и формы ЭДС были определены для выбранной конфигурации *IPM* индуктора при численном моделировании магнитного поля ТЭД в нагрузочном режиме работы для различных значений конструктивного коэффициента полюсного перекрытия α . На рис.2.3, 2.4 показано поперечное сечение прототипа ТЭД с *IPM* индуктором и зависимости указанных коэффициентов от α . Магнитное поле моделировалось при неизменном объеме ПМ и величине немагнитного зазора.

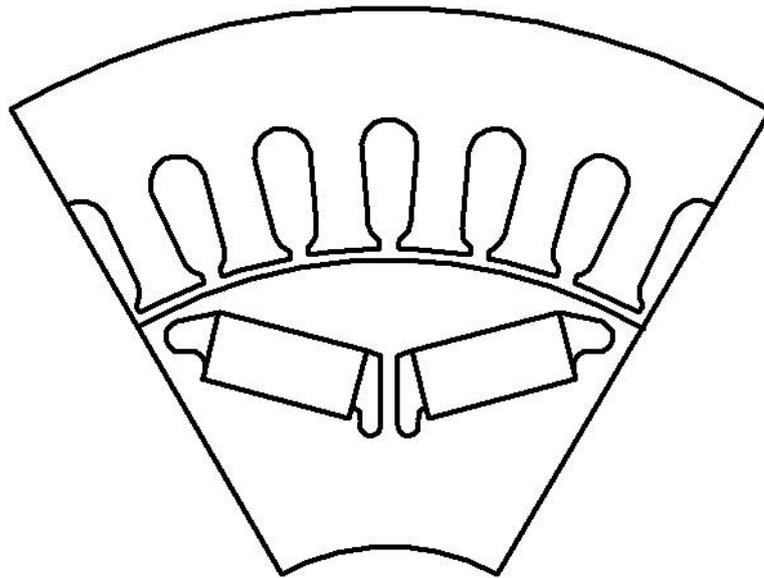


Рисунок 2.3. Поперечное сечение ТД

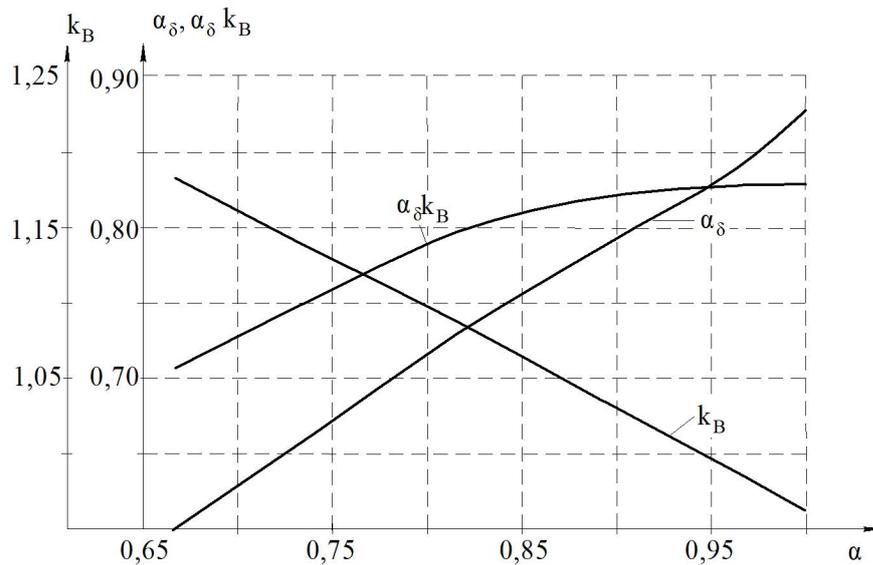


Рисунок 2.4. Зависимости расчетных коэффициентов поля от полюсного перекрытия

Отдельно следует остановиться на выборе величины зазора. Чем меньше воздушный зазор, тем меньше пусковой ток при асинхронном пуске СДПМ. С другой стороны, влияние реакции якоря и тормозной момент увеличиваются при уменьшении зазора. При использовании высококоэрцитивных ПМ увеличение зазора с целью ослабления размагничивающего действия реакции якоря не является актуальным. Зазор в *SPM* машинах может варьироваться от долей мм до 4...6 мм в зависимости от частоты вращения. Минимальная величина зазора

ограничена технологическим эксцентриситетом ротора и обеспечением необходимой прочности конструкции машины в целом. Использование бандажной гильзы для фиксации ПМ на роторе предполагает увеличение немагнитного зазора между статором и ротором на толщину гильзы.

Финальные рекомендации по электрическим, магнитным нагрузкам и величине немагнитного зазора для ТЭД мощностью 60...120 кВт на базе СМ с инкорпорированными магнитами можно сформулировать так:

- линейная нагрузка при воздушном охлаждении 60...90 кА/м, при жидкостном охлаждении в зависимости от теплоносителя и схемы отвода тепла 90...150 кА/м;

- плотность тока в силовой обмотке 4...6 А/мм² для распределенных обмоток, до 7 А/мм² для зубцовых обмоток за счет меньшей длины лобовых частей и меньшего тепловыделения в них;

- максимальная индукция в зазоре зависит от способа размещения ПМ в индукторе, для ИРМ машин с V - образной конфигурацией магнитов 0,5...0,7 Тл. Большие значения соответствуют большему объему и энергии ПМ;

- немагнитный зазор в зависимости от марки ПМ (величин коэрцитивной силы H_c и остаточной индукции B_r) 0,8... 1,5 мм.

2.2. Зубцовая зона и конструкция обмоток ТЭД

После определения основных размеров проектируется зубцовая зона и сердечник статора. Здесь следует принимать во внимание необходимость размещения большой токовой нагрузки на ограниченном диаметре, величина которого связана с особенностями компоновки ТЭД в свободном пространстве транспортного средства. В качестве вариантов выполнения якорной обмотки можно рассмотреть распределенные и сосредоточенные обмотки (РО и СО).

Распределенные многофазные обмотки хорошо известны. Традиционно их сильными сторонами являются: отлаженная технология, возможность укорочения шага и распределения (улучшения гармонического состава МДС), высокий

обмоточный коэффициент для основной гармоники поля, возможность эффективной борьбы с зубцовыми гармониками путем скоса пазов, выполнения полюсов в виде шеврона, проточек в коронках зубцов и т.д.

Однако при выполнении обмотки распределенной, пазы получаются узкими и глубокими, как показано на рис. 2.5.

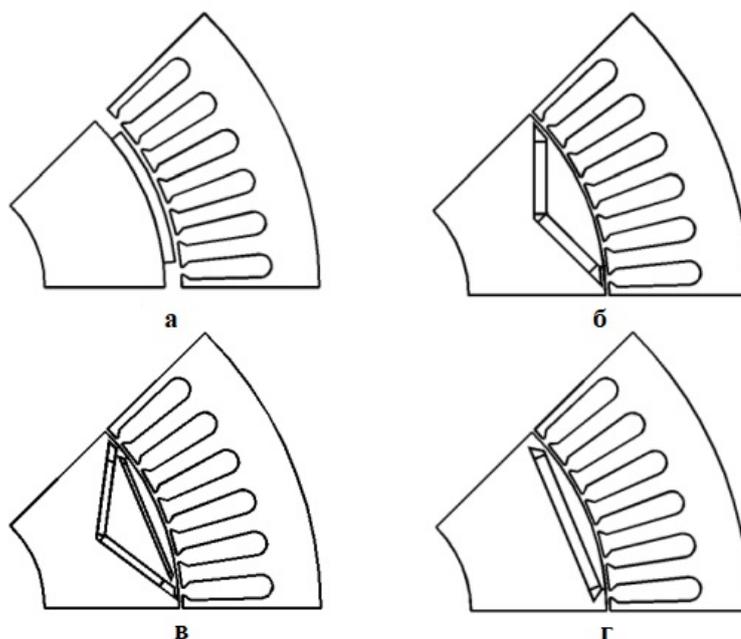


Рисунок 2.5. Зубцовая зона статора ТЭД с распределенной обмоткой и различными топологиями ротора

Обмотка, расположенная в таких пазах имеет повышенное индуктивное сопротивление рассеяния за счет увеличенной проводимости пазового рассеяния. Данное обстоятельство приводит к росту коэффициента ЭДС k_e , входящего в формулу (2.6) и увеличению размеров ТЭД. За счет длинных лобовых частей растут электрические потери в обмотке, а большой их вылет вынуждает увеличивать конструктивную длину машины и, как следствие, ее вес. Укладка РО, особенно двухслойной, труднее поддается автоматизации, что увеличивает стоимость ТЭД в целом.

В последние годы для преодоления указанных недостатков широкое распространение получили концентрические сосредоточенные обмотки [69], в том числе и в тяговых двигателях [103,104]. На рис. 2.6 показаны 3D фрагменты распределенной и сосредоточенной обмоток статора.

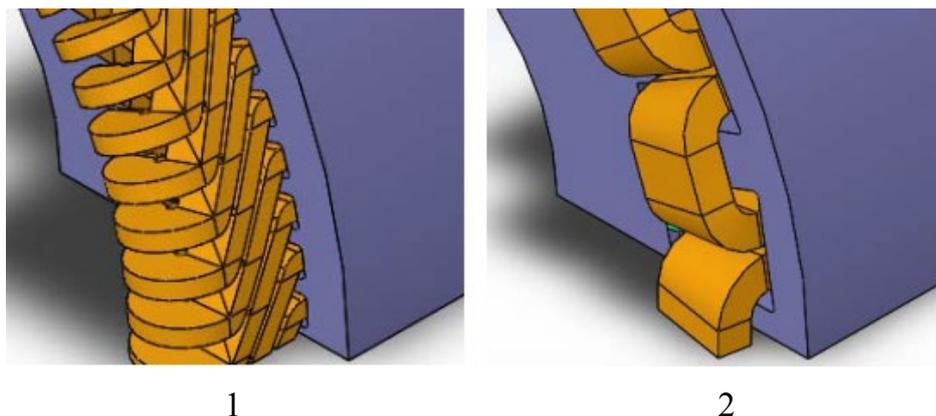


Рисунок 2.6. Варианты обмотки двигателя. 1 – распределенная; 2 – зубцовая (сосредоточенная).

Сосредоточенная концентрическая обмотка, также называемая зубцовой, имеет малые вылет и длину лобовых частей. Лобовые части секций такой обмотки, относящиеся к разным пазам и фазам не перекрещиваются, что существенно снижает требования к электрической прочности изоляции и позволяет увеличить коэффициент заполнения паза обмоточным материалом. У РО витки в лобовых частях перекрещиваются и их сложнее изолировать. Для СО характерны меньшие высота, масса ярма и сердечника якоря благодаря меньшей величине индукции на этом участке магнитной цепи. В ТЭД с СО существует возможность увеличения линейной нагрузки за счет сокращения числа пазов. Такие двигатели имеют меньшую осевую длину за счет компактных лобовых частей и больший коэффициент заполнения паза за счет меньшей площади корпусной изоляции. Наконец, отсутствие пересечений катушек разных фаз снижает до минимума возможность возникновения межфазного короткого замыкания, а высокое значение индуктивности рассеяния (высокое содержание высших гармоник) способствует уменьшению тока установившегося короткого замыкания. Но у сосредоточенных обмоток имеется и ряд существенных недостатков, связанных с наличием высших гармонических в кривой МДС. Проанализируем эти особенности РО и СО.

2.2.1. Анализ МДС распределенных и сосредоточенных обмоток

Сосредоточенная обмотка имеет ограничения по комбинации чисел полюсов и пазов. Согласно теории обмоток переменного тока, число пазов на полюс и фазу q может быть найдено как

$$q = \frac{z}{2pt},$$

где z - число пазов; t – число фаз.

У распределенных обмоток шаг выбирается близким к произведению tq и в большинстве случаев q целое число. Сосредоточенная обмотка имеет шаг $y = 1$, а q дробь. Для сравнения обоих типов обмоток сделаем допущение о неизменной топологии ротора и равенстве числа полюсов ($2p=6$). Распределенная обмотка расположена в 36 пазах и выполнена с $q=2$ (рис. 2.7). Для сосредоточенной обмотки, из-за ограничения по ширине катушки число пазов выбрано 9 и $q = 1/2$ (рис. 2.8).

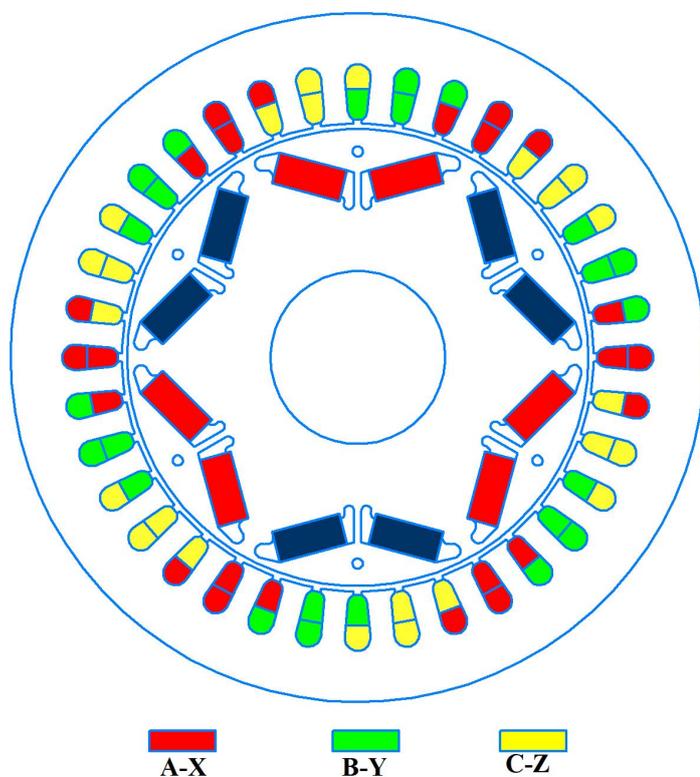


Рисунок 2.7. СДПМ с распределенной обмоткой $q=2$ (РО)

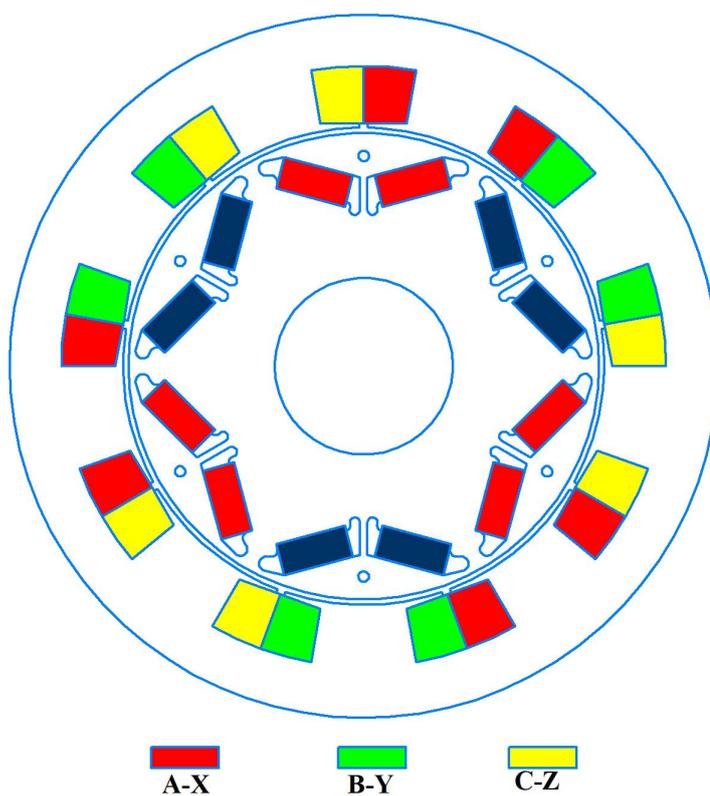


Рисунок 2.8. СДПМ с сосредоточенной обмоткой $q=1/2$ (CO1)

Другой вариант СДПМ с сосредоточенной обмоткой показан на рис. 2.9. Здесь $z=18$, $2p=6$, $q=1$.

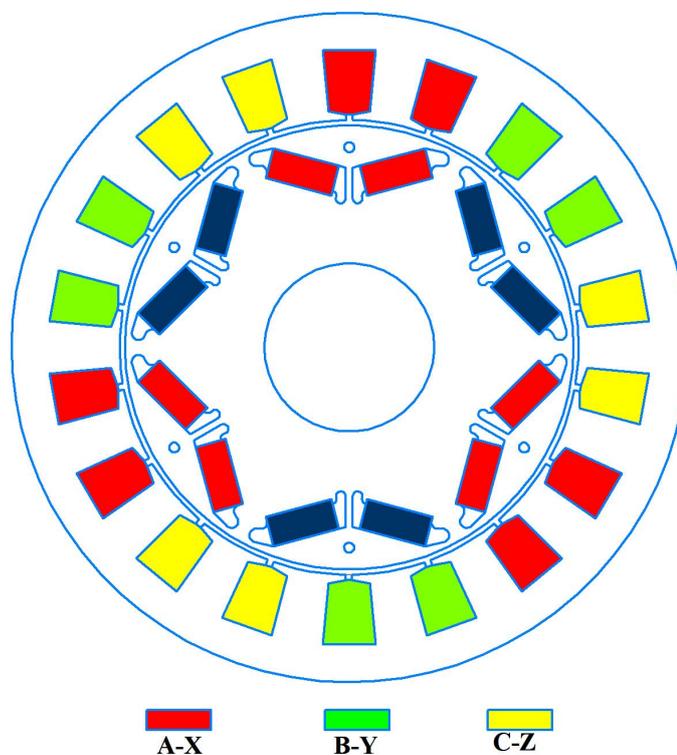


Рисунок 2.9. СДПМ с сосредоточенной обмоткой $q=1$ (CO2)

Обмоточный коэффициент $k_{об}$ является ключевым параметром при сравнении двух типов обмоток. Его величина показывает эффективность использования обмотки. ПротивоЭДС и электромагнитный момент пропорциональны $k_{об}$. Кроме этого, обмотку можно выполнить так, чтобы уменьшить или исключить некоторые гармоники, сделав обмоточный коэффициент для этой гармоники равным нулю. В табл. 2.1 приведены значения обмоточных коэффициентов сравниваемых обмоток для гармоник от основной до 31-й.

Обмоточные коэффициенты для различных гармоник

Таблица 2.1

№	PO	CO1	CO2	№	PO	CO1	CO2	№	PO	CO1	CO2
1	0,933	0,866	0,500	11	-0,933	-0,866	-0,500	21	0,5000	0,000	-1,000
2	0,000	0,866	0,866	12	0,000	0,000	0,000	22	0,000	-0,866	-0,866
3	-0,500	0,000	1,000	13	0,933	0,866	0,500	23	-0,933	-0,866	-0,500
4	0,000	-0,866	0,866	14	0,000	0,866	0,866	24	0,000	0,000	0,000
5	0,067	-0,866	0,500	15	-0,500	0,000	1,000	25	0,933	0,866	0,500
6	0,000	0,000	0,000	16	0,000	-0,866	0,866	26	0,000	0,866	0,866
7	-0,067	0,866	-0,500	17	0,067	-0,866	0,500	27	-0,500	0,000	1,000
8	0,000	0,866	-0,866	18	0,000	0,000	0,000	28	0,000	-0,866	0,866
9	0,500	0,000	-1,000	19	-0,067	0,866	-0,500	29	0,067	-0,866	0,500
10	0,000	-0,866	-0,866	20	0,000	0,866	-0,866	30	0,000	0,000	0,000

Из-за укороченного на 1/6 шага распределенная обмотка имеет малые обмоточные коэффициенты для 5-й и 7-й гармоник, отвечающих за пульсации электромагнитного момента, частота которых в 6 раз превышает основную частоту. Обмоточные коэффициенты 5-й и 7-й гармоник для сосредоточенной обмотки №1 весьма велики, что указывает на вероятно большой уровень пульсаций момента. Для сосредоточенной обмотки №2 наибольшие обмоточные коэффициенты у нечетных гармонических, кратных трем, поэтому наиболее предпочтительной рабочей гармоникой поля является третья.

Известно, что основная информация о производительности электрической машины может быть получена путем анализа магнитодвижущей силы (МДС) обмотки статора и ее пространственных гармоник. Важные характеристики ТЭД, такие как индукция в воздушном зазоре, электромагнитный момент и его пульсации, магнитные радиальные силы напрямую связаны с характером распределением МДС обмотки. На рис. 2.10.а показана кривая МДС статора распределенной обмотки с $2p=6$, $z=36$, а на рис. 2.10.б - гармонический спектр этой МДС.

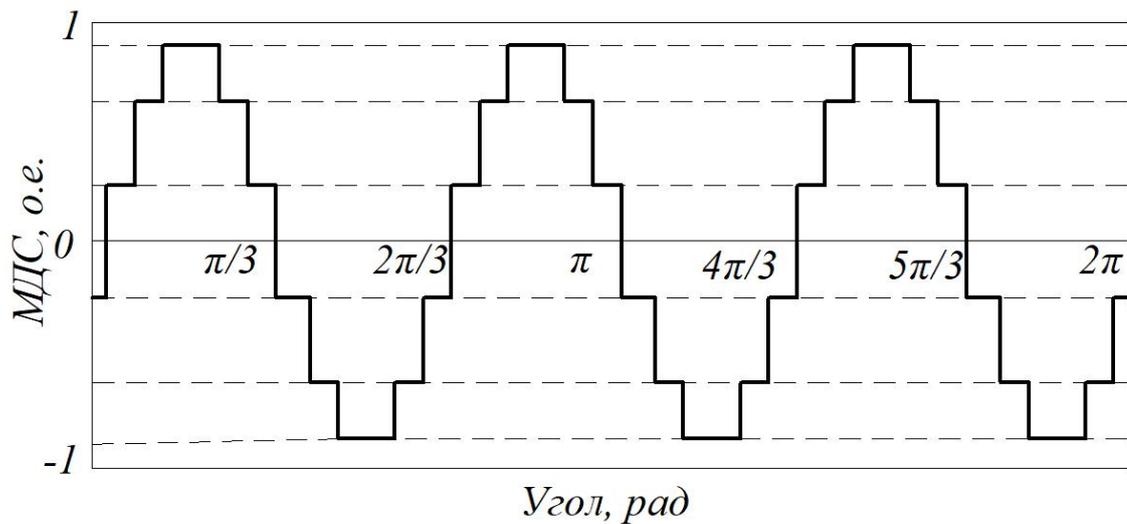


Рисунок 2.10.а. Распределение МДС обмотки с $2p=6$, $z=36$

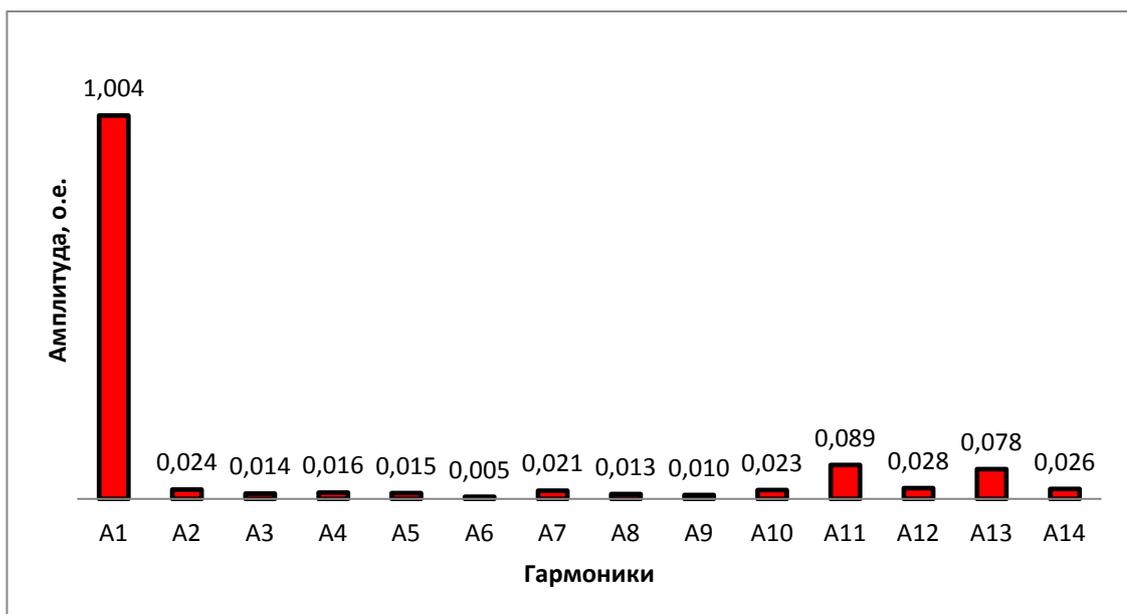


Рисунок 2.10.б Гармонический спектр МДС распределенной обмотки

Обмотка обеспечивает симметричную вращающуюся волну МДС, первая гармоника которой взаимодействует с основным потоком постоянных магнитов и создает электромагнитный момент. Амплитуда высших (нечетных) гармоник незначительна, поэтому негативные явления практически отсутствуют.

Разложение МДС 36-зубцовой 6 полюсной обмотки в ряд Фурье определяется следующим уравнением:

$$F(x,t) = \sum_{\nu} \frac{m\omega k_{об\nu}}{\pi\nu} \cdot I_m \cos(\omega t - \frac{\pi\nu}{\tau} \cdot x + \theta), \quad (2.7)$$

где m – число фаз; ω – число витков в фазе; ν - номер гармоники; I_m - амплитуда тока; ω - угловая частота; τ - полюсное деление; $k_{об\nu}$ - обмоточный коэффициент для ν -ой гармоники.

Обмоточный коэффициент распределенной обмотки

$$k_{об\nu} = k_{y\nu} \cdot k_{p\nu} = \sin\left(\frac{\nu \cdot 5\pi}{12}\right) \cdot \frac{\sin\left(\frac{\nu\pi}{6}\right)}{2 \sin\left(\frac{\nu\pi}{12}\right)},$$

где $k_{y\nu}$, $k_{p\nu}$ - коэффициенты укорочения и распределения соответственно.

МДС сосредоточенной обмотки №1 также можно разложить в ряд Фурье по выражению (2.7) с учетом значения обмоточного коэффициента для гармонических составляющих

$$k_{об\nu} = \sin\left(\frac{\nu\pi}{3}\right).$$

Соответствующие этой МДС распределение и спектр показаны на рис. 2.11.

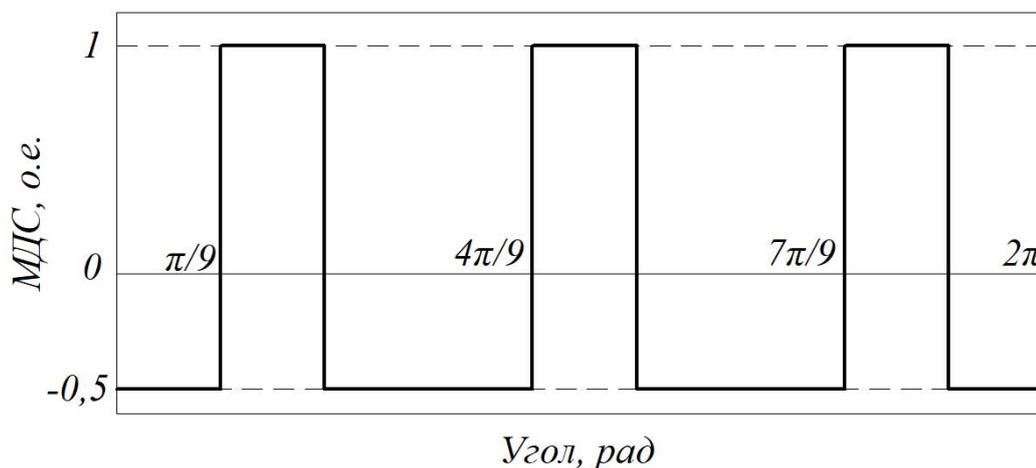


Рисунок 2.11.а МДС обмотки с $2p=6$, $z=9$

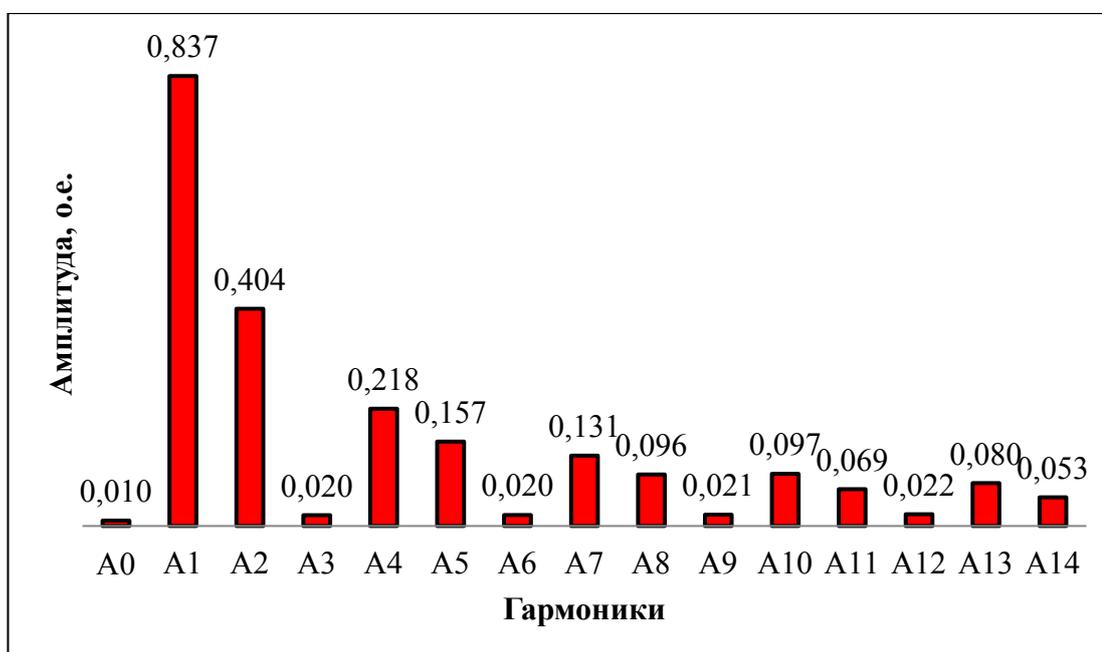


Рисунок 2.11.б Гармонический спектр МДС сосредоточенной обмотки №1

В данном спектре, помимо основной, присутствуют высшие гармоники с относительно большой амплитудой, в том числе четные. Это обуславливает большие добавочные потери и пульсации момента в ТЭД с такой обмоткой.

На рис. 2.12 показано распределение МДС и ее гармонический спектр для сосредоточенной обмотки №2. МДС сосредоточенной обмотки №2 можно также разложить в ряд Фурье по выражению (2.7) с учетом значения обмоточного коэффициента для гармонических составляющих

$$k_{обв} = \sin\left(\frac{\nu\pi}{6}\right).$$

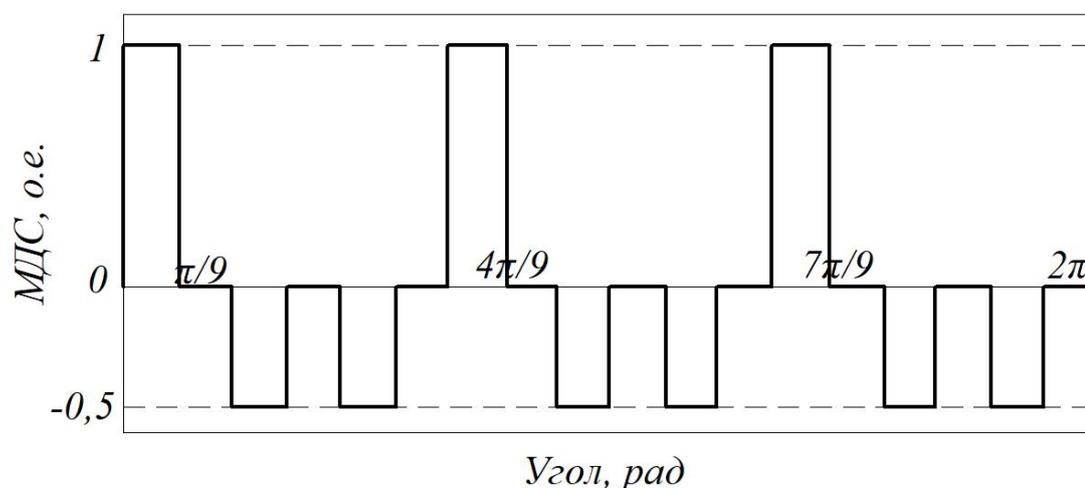


Рисунок 2.12.а Распределение МДС обмотки с $2p=6$, $z=18$

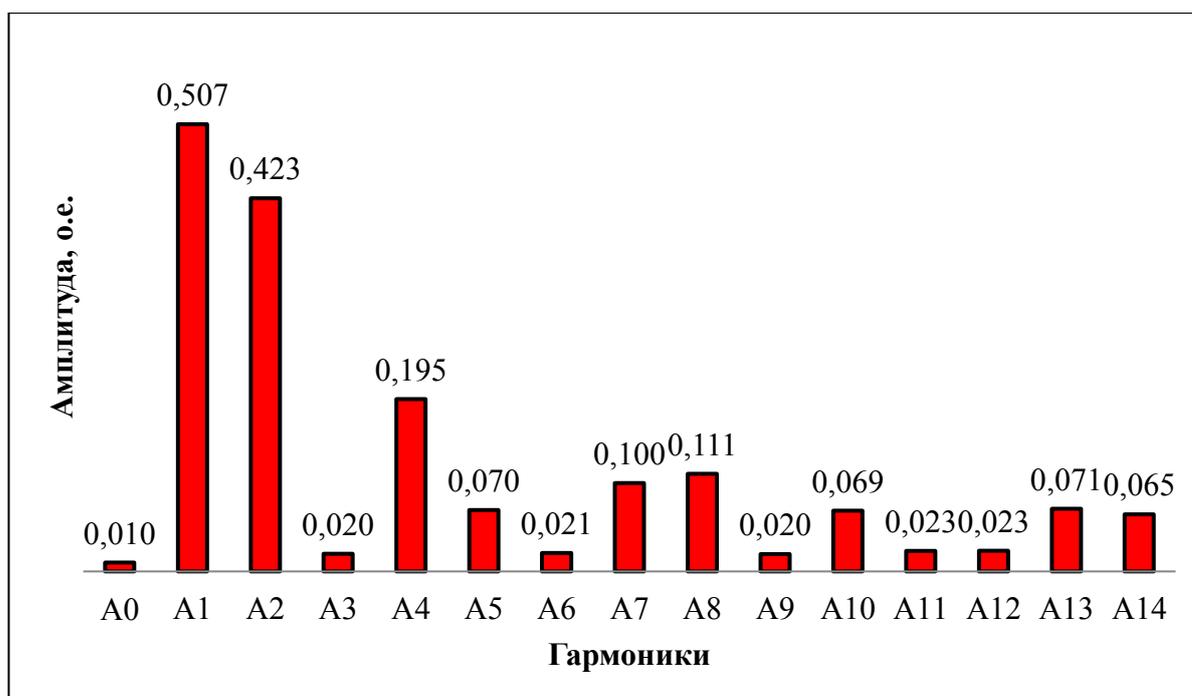


Рисунок 2.12.б Гармонический спектр МДС сосредоточенной обмотки №2

МДС, создаваемая сосредоточенной обмоткой №2, имеет относительно малую амплитуду основной гармоники и большие высшие гармонические, поэтому такая обмотка при всех ее технологических преимуществах: малый вылет и длина лобовых соединений, неперекрещивающиеся секции в фазах и т.д. скорее всего не является конкурентной для использования в ТЭД.

2.2.2. Параметрическая оптимизация якоря МКЭ

Для выбора варианта обмотки и параметрической оптимизации якоря были определены показатели сравнения (критерии оптимизации), в число которых вошли:

- максимальный электромагнитный момент;
- форма кривой противоЭДС и относительное содержание высших гармонических в ней;
- содержание высших гармоник в кривой МДС;
- магнитные потери в магнитопроводе;
- электрические потери в обмотке;
- уровень пульсаций момента.

Независимыми параметрами являются число пазов на полюс и фазу q , тип обмотки (распределенная или сосредоточенная). Данная, по сути многокритериальная задача, была сведена к однокритериальной путем выделения главного критерия оптимизации, в качестве которого выбран максимум электромагнитного момента ТЭД. Остальные критерии выступили как ограничения, причем уровень допустимой величины данных ограничений определялся в процессе решения. Задача была решена методом простого перебора, поскольку число независимых параметров равно трем.

В ходе поиска оптимального варианта проведено моделирование магнитного поля ТЭД в нагрузочном режиме работы в стационарной и нестационарной постановках в программном комплексе *Ansys Maxwell*. Для более полной оценки работоспособности и производительности ТЭД во всем диапазоне изменения скорости моделирование проведено для частот вращения 1500 и 5000 об/мин. Условия сравнения следующие:

- характеристики ротора трех моделей одинаковы, включая материалы ПМ (*N38UH*) и сердечника (сталь 2412);
- коэффициент заполнения паза и плотность тока в обмотке во всех моделях идентичны;

- для получения точных результатов при анализе использовалось 2D численное моделирование. С учетом различной степени насыщения магнитопровода текущий угол между ЭДС и током якоря ψ определялся для каждой модели.

В табл.2.2 приведены соответствующие электрические и геометрические параметры трех моделей. Модель 1 (PO) имеет более длинные лобовые части обмотки по сравнению с моделями CO1 и CO2. Активное сопротивление фазы рассчитывалось с помощью *ANSYS RMXprt*.

Параметры моделей ТЭД

Таблица 2.2

Параметр	Ед.изм.	PO	CO1	CO2
Внешний диаметр статора	мм	265		
Диаметр ротора	мм	176		
Активная длина	мм	250		
Воздушный зазор	мм	2,0		
Размер ПМ (ширина, высота)	мм	27x12		
Материал ПМ	-	N38UH		
Материал магнитопровода	-	2412		
Число проводников в пазу	-	10	20	10
Площадь паза	мм ²	173	760	366
Активное сопротивление (20°С)	Ом	0,030	0,027	

Холостой ход

Зависимости противо-ЭДС без нагрузки при частоте вращения 5000 об/мин трех моделей показаны на рис. 2.13. Для оценки качества формы противо-ЭДС выполнен анализ быстрого преобразования Фурье (FFT), результаты которого приведены на рис. 2.14.

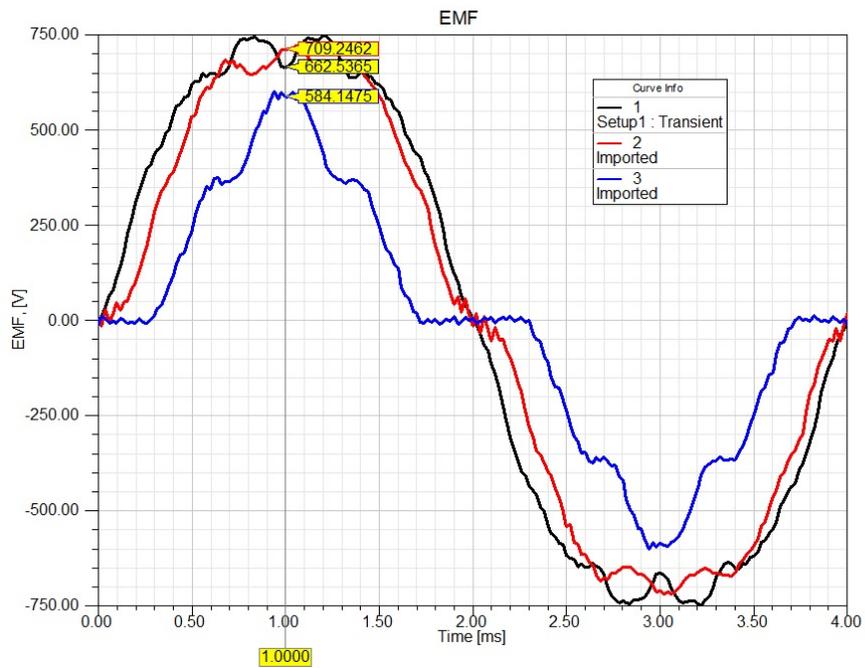
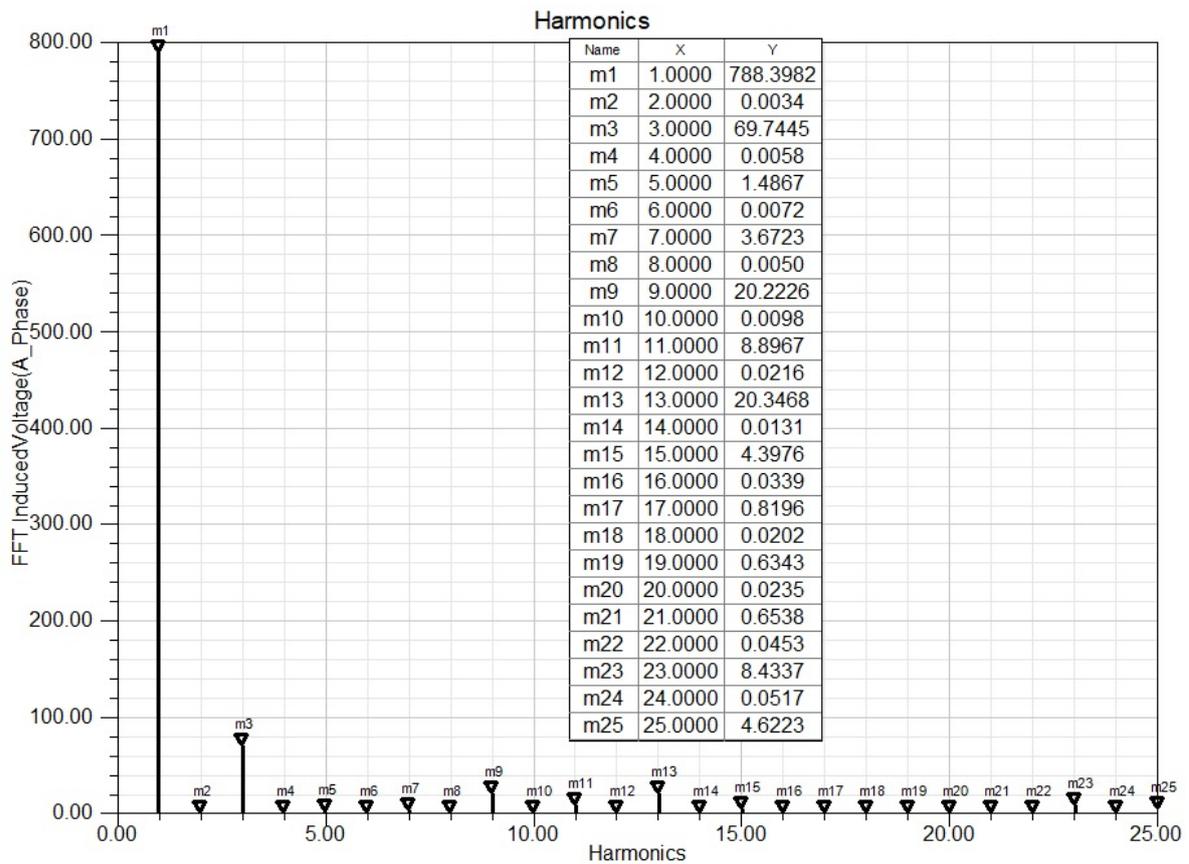
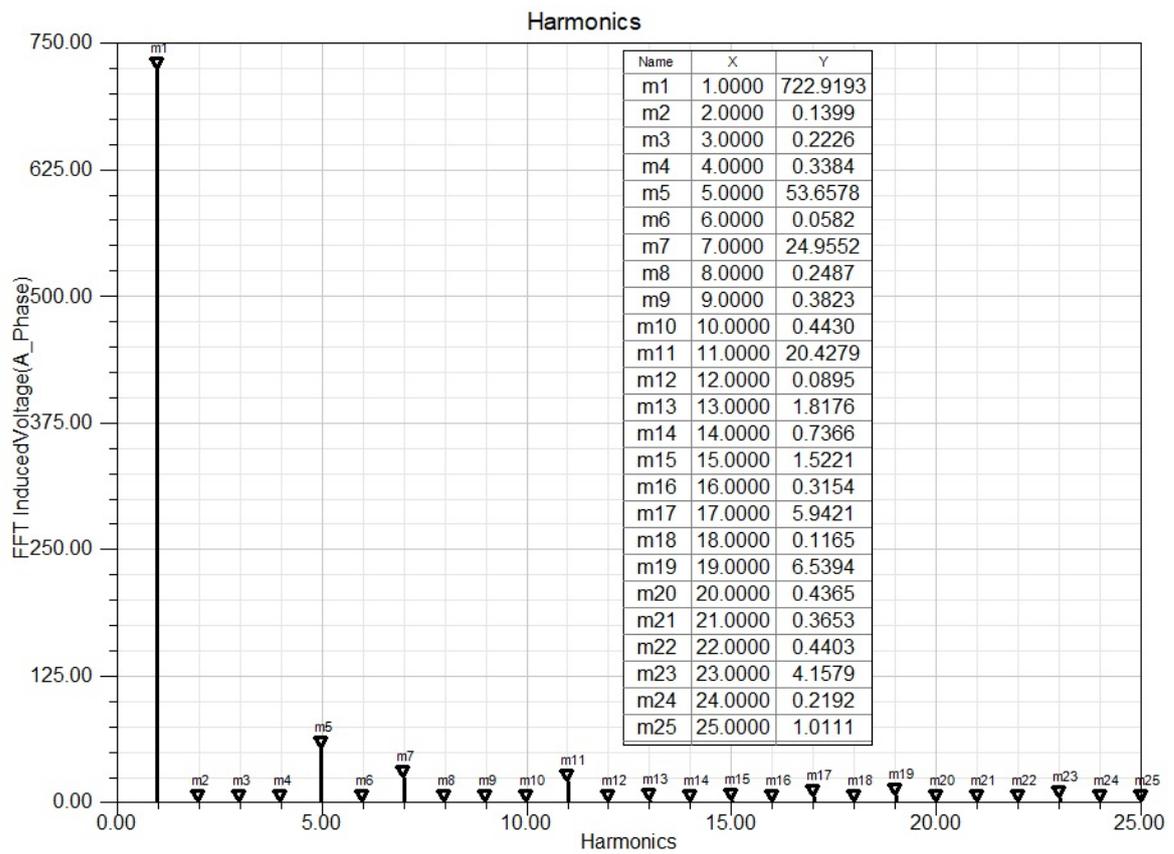


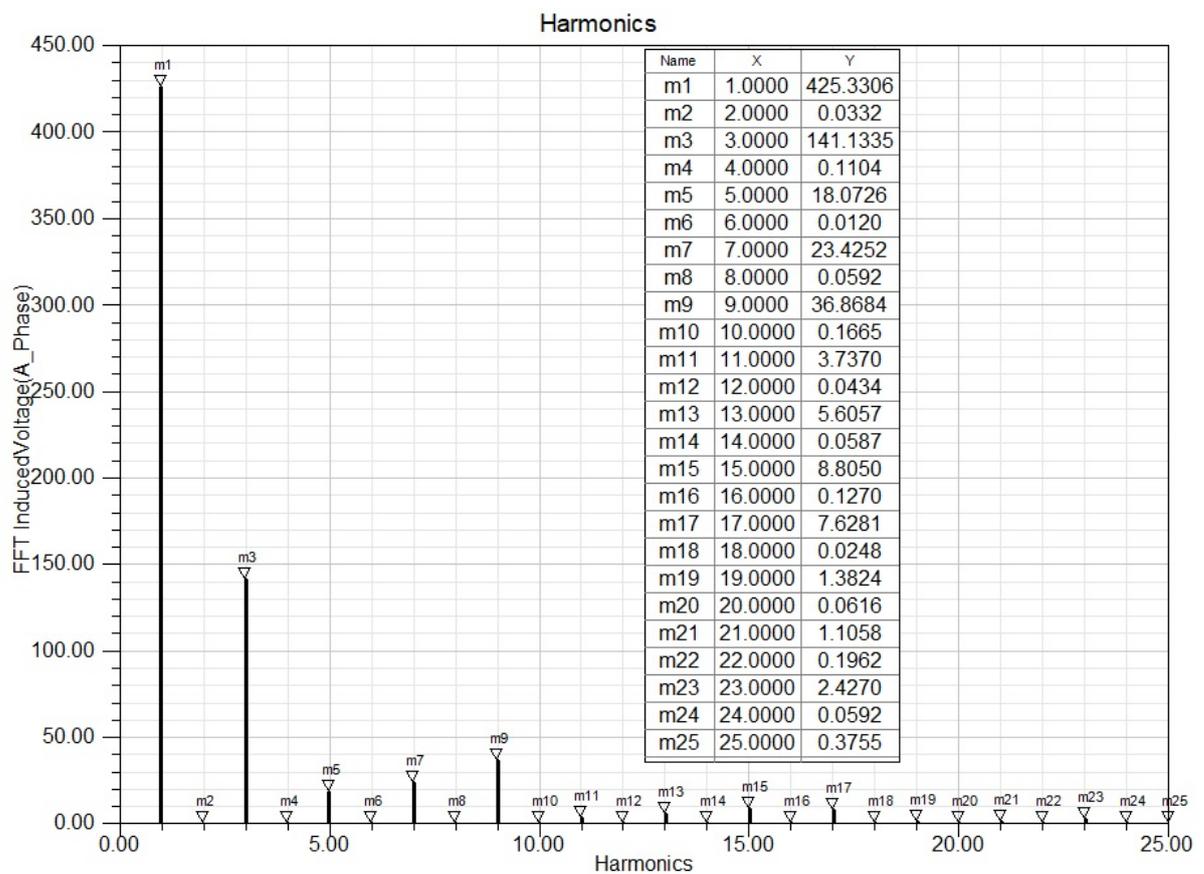
Рисунок 2.13. Зависимости противоЭДС, $n=5000$ об/мин:
1-PO; 2-CO1; 3-CO2



a



б



в

Рисунок 2.14. Гармонический анализ противоЭДС: а-РО; б-СО1; в-СО2

Модель 1 (PO) показала наибольшую величину основной гармоники противо-ЭДС холостого хода. Модель 3 (CO2) имеет основную гармонику почти в два раза меньшую, широкий спектр высших гармоник с большой амплитудой и, очевидно, не конкурентоспособна при отборе кандидатов на конфигурацию якоря ТЭД. Гармонические искажения противоЭДС составили 9,8%, 8,9%, 35,2% для 1, 2, 3 моделей соответственно. Эти значения были рассчитаны по следующему уравнению:

$$THD = \sqrt{\frac{E_2 + E_3 + E_4 + \dots}{E_1}} \cdot 100\%,$$

где E_1 — основная гармоника противоЭДС, а E_2 , E_3 и E_4 — вторая, третья и четвертая гармоники соответственно.

Работа под нагрузкой

С целью определения угловых характеристик осуществлено моделирование магнитного поля. Результаты в виде угловых характеристик показаны на рис.2.15. Зависимость момента от угла нагрузки определена для двух случаев:

- блоки модели, соответствующие постоянным магнитам, являются источником магнитного поля, а по обмоткам статора протекают номинальные токи;

- блоки модели, соответствующие постоянным магнитам исключены из расчетной модели, по обмоткам статора протекают номинальные токи.

В результате решения первой задачи получены угловые характеристики ТЭД и значения фазового угла между осями полюсов (вектор ЭДС холостого хода) и обмотки статора (вектор тока), при котором достигаются номинальное и максимальное значения момента при заданных источниках поля. В ходе решения второй задачи была определена характеристика реактивного момента.

Для номинального момента, фазовый сдвиг в этих выражениях задавался с учетом угла ψ , найденного из решения задачи магнитостатики. В качестве допущения питание обмотки в рассматриваемых моделях осуществлялось синусоидальным током. В реальных условиях при питании от инвертора полученные данные будут несколько отличаться.

Данные моделирования при частотах вращения 5000 об/мин и 1500 об/мин приведены в таблице 2.3.

Результаты моделирования

Таблица 2.3

Параметр	Ед.изм.	1500 об/мин		5000 об/мин		
		Мод.1	Мод.2	Мод.1	Мод.2	Мод.3
Холостой ход						
ЭДС	В	238	221	794	737	432
<i>THD</i>	%	9,8	8,9	9,8	8,9	35,2
Реактивный момент	Нм	116	47	385	158	42
Работа под нагрузкой						
Фазный ток	А	174				
Фазовый угол	Эл.град.	63,1	32,4	52,3	16,2	55,5
Средний момент	Нм	508		153		
Пульсации момента	%	13,4	23,6	17,6	137	45,8
Магнитные потери	Вт	371	361	1924	2266	1743
Электрические потери	Вт	3815	3433	3815	3433	3433
Выходная мощность	кВт	80				
КПД (электромагнитный)	%	0,950	0,955	0,933	0,933	0,939

На рис. 2.16 показано сравнение зубцовых пульсаций момента трех моделей. Модель с распределенной обмоткой 1 продемонстрировала самые низкие пиковые пульсации, а пульсации для модели 2 наибольшие.

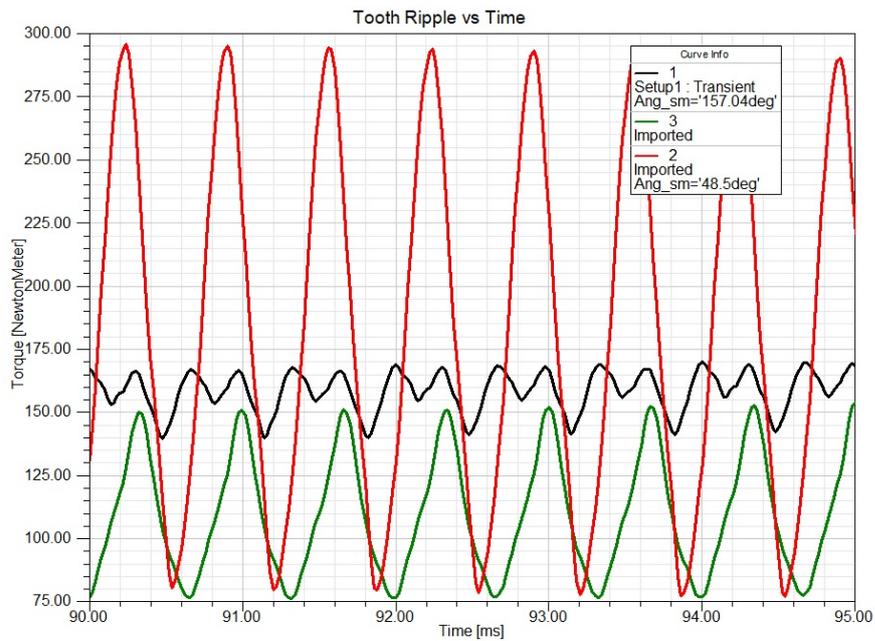


Рисунок 2.16. Зубцовые пульсации момента

Относительная величина пульсаций оценивалась коэффициентом k_M по выражению

$$k_M = \frac{M_{\max} - M_{\min}}{M_{cp}}$$

На рис. 2.17 показаны временные зависимости электромагнитного момента, полученные в результате моделирования.

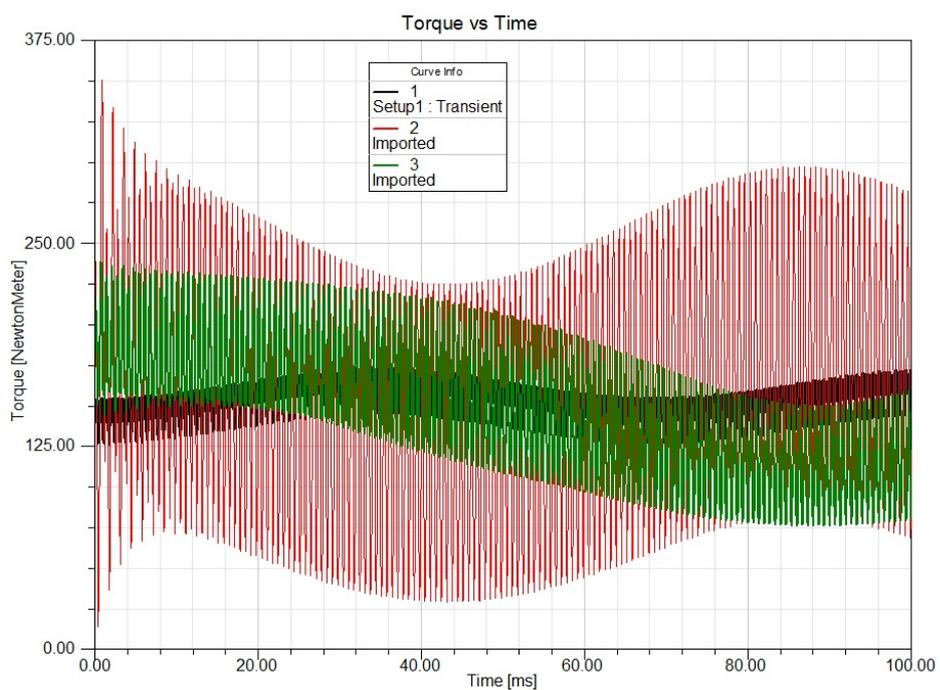


Рисунок 2.17. Электромагнитный момент

Электромагнитный момент модели 2 несколько больше, чем в модели 1 за счет меньшего рассеяния магнитного потока. Момент модели 3 меньше других по причине относительно малой величины основной гармоники противоЭДС.

Пульсации и малая величина синхронизирующего момента негативно сказываются на стабильности частоты вращения моделей 2 и особенно 3, что показывает временная характеристика, приведенная на рис. 2.18.

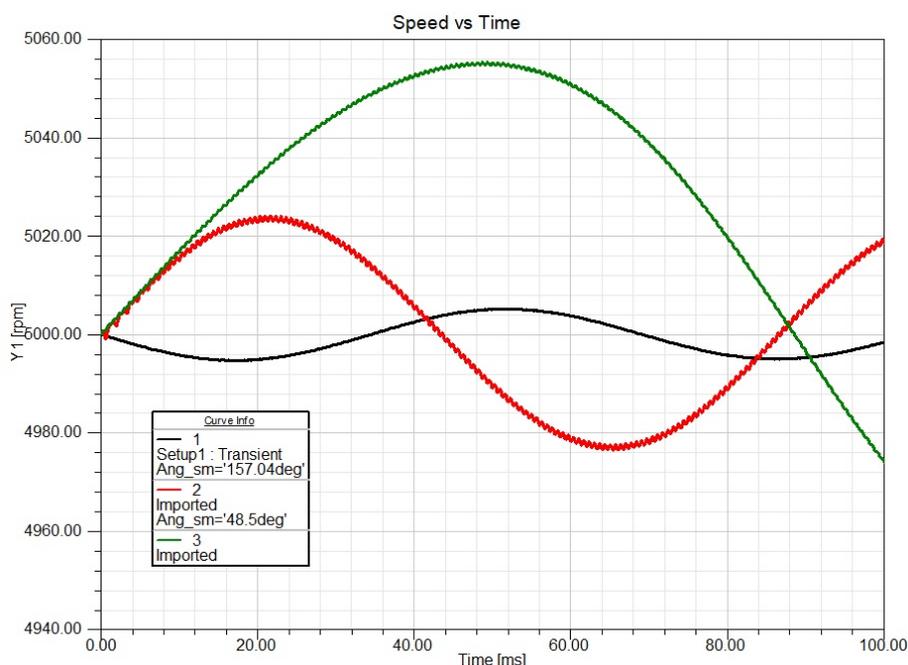


Рисунок 2.18. Зависимость частоты вращения от времени: (1) – PO; (2) – CO1; (3) – CO2

На рис. 2.19 показано распределение магнитного поля в поперечном сечении ТЭД при работе под нагрузкой, полученное по результатам численного моделирования.

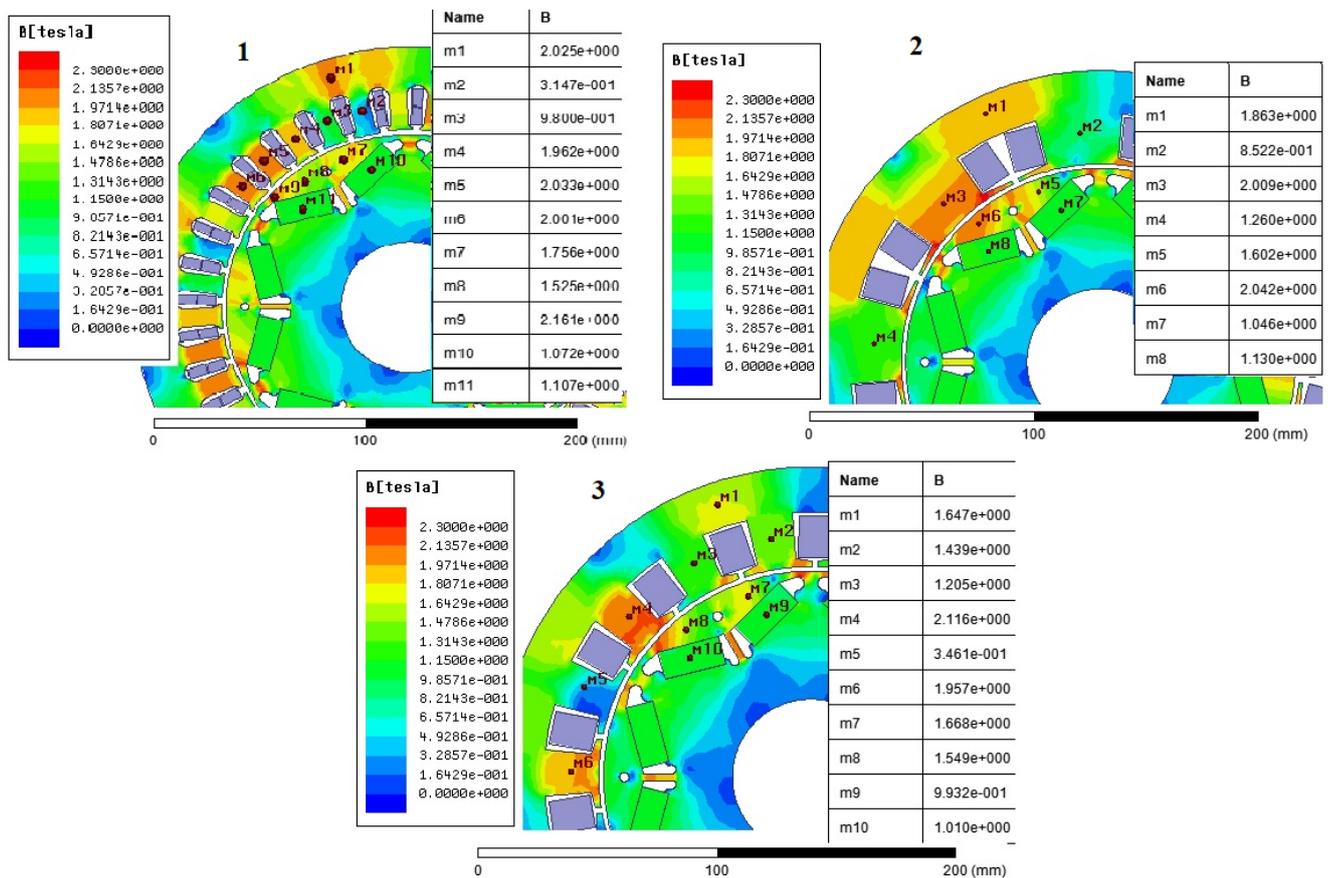


Рисунок 2.19. Распределение магнитного поля при нагрузке

Анализ картины поля показывает, что под действием реакции якоря насыщаются участки ярма статора в моделях 1 и 2 (m1) и зубцы (m5, m6) модели 1. Коронки зубцов модели 2 сильно насыщены (до 2,3 Тл), что способствует увеличению содержания пространственных гармоник в воздушном зазоре. Эти данные подтверждаются *FFT* анализом кривой противоЭДС. В модели 3 происходит частичное размагничивание ПМ на сбегавшем крае под действием поля якоря.

Модели 1 и 2 имеют одинаковый КПД, хотя в модели 2 меньше электрические потери в обмотке статора за счет более коротких лобовых частей, но больше магнитные потери из-за высших гармоник поля. Модель 3 имеет лучший КПД по причине низких магнитных потерь, обусловленных слабой плотностью магнитного потока.

С целью установления работоспособности ТЭД на базовой частоте вращения 1500 об/мин при перегрузке по моменту решена нестационарная задача расчета

электромагнитного поля. Основные результаты представлены в табл. 2.3. К особенностям данного режима по сравнению с работой при 5000 об/мин следует отнести:

- невозможность поддержания величины синхронизирующего момента в модели 3, что ведет к переходу ТЭД в асинхронный режим;
- меньшую степень насыщения магнитопровода в моделях 1 и 2, что определяет более близкую к синусоиде форму противоЭДС (рис. 2.20);
- меньшую магнитную нагрузку сердечника статора и, следовательно, меньшую величину магнитных потерь, зависящих от индукции в зубцах и ярме.

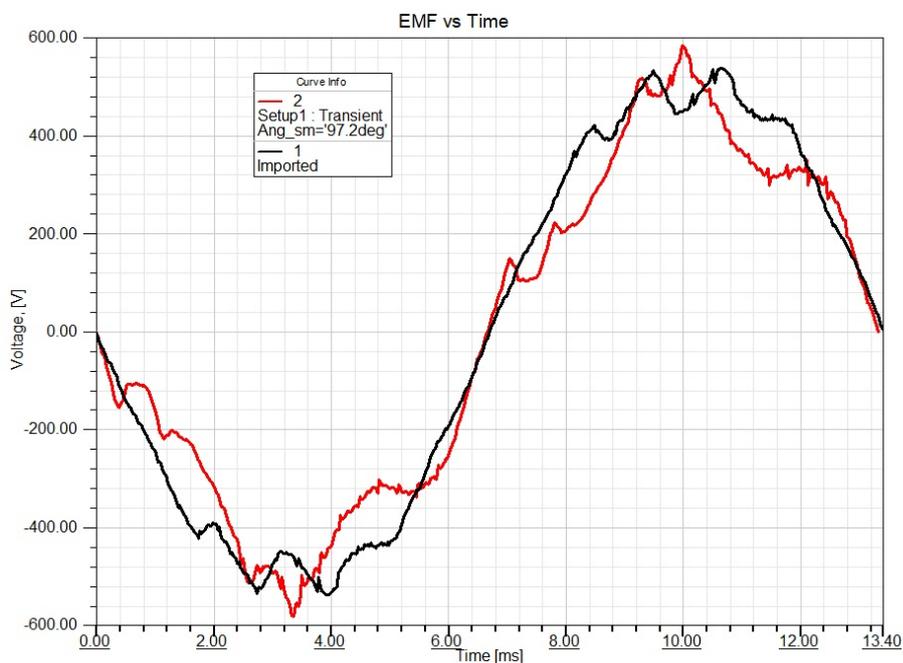


Рисунок 2.20. ПротивоЭДС при нагрузке и 1500 об/мин

На диаграмме (рис. 2.21) показаны величины магнитных потерь в моделях 1 - 3 при разных частотах вращения двигателя, а в табл. 2.3 приведены значения электромагнитного КПД (без учета механических потерь).

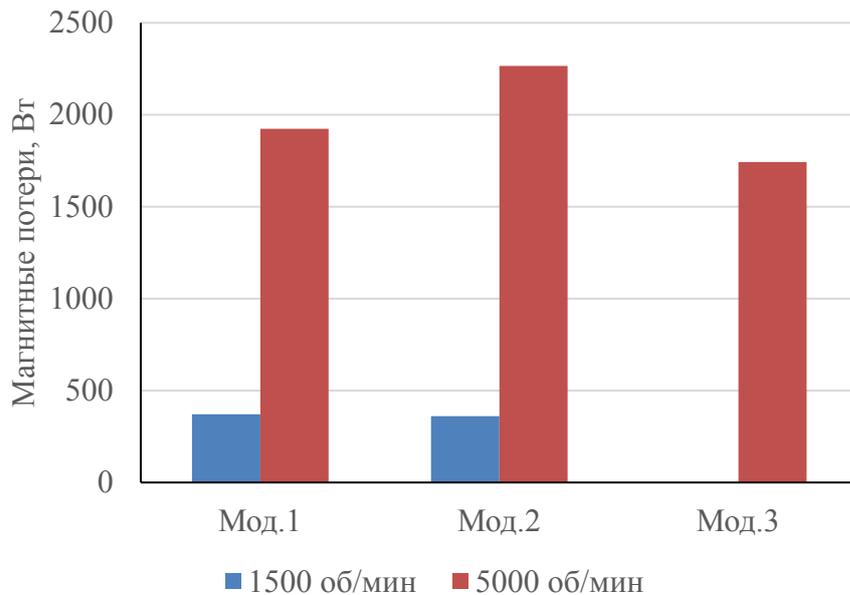


Рисунок 2.21. Магнитные потери

Анализ результатов численного моделирования магнитного поля ТЭД с различной структурой обмотки и конфигурацией магнитопровода показал, что по совокупности критериев предпочтительной в качестве обмотки якоря ТЭД является распределенная обмотка (модель 1). Обмотка СО2 не может быть применена, так как не обеспечивает синхронизирующего момента достаточной величины для удержания ТЭД в синхронизме при базовой частоте вращения и номинальном моменте нагрузки. Двигатель с распределенной обмоткой создает в 2,5 раза больший реактивный момент (по сравнению с СО1), имеет в 1,8 раза меньшие пульсации электромагнитного момента и одинаковые показатели по качеству противоЭДС и КПД [33].

2.3. Экспериментальная проверка

По результатам теоретических положений и рекомендаций, изложенных в главе 2, с участием автора был спроектирован и изготовлен при помощи промышленного партнера НПО «Шторм» опытный образец ТЭД мощностью 80 кВт для использования в приводе коммерческого гибридного автомобиля. Испытания, проводившиеся на экспериментальной установке Заказчика, показали

обоснованность принятых допущений и адекватность математических моделей, предложенных автором.

Масса двигателя составила 119 кг, КПД 93%, удельная мощность при базовой частоте вращения 0,67 кВт/кг.

В таблице 2.4 приведены основные характеристики опытного образца и аналогов, в качестве которых выступили АД Tesla Model S и отечественный двигатель с возбуждением от постоянных магнитов ТЭП17 разработки МАМИ.

Таблица 2.4

Сравнение с аналогами

Двигатель	Tesla	МАМИ	Образец
Мощность, кВт	98,7	17	80
Масса, кг	68	26,4	119
Удельная мощность, кВт\кг	1,45	0,65	0,673
КПД, %	95	94	95

Большая удельная мощность двигателя Tesla объясняется высокой частотой вращения (15000 об/мин) и применением жидкостного интенсивного охлаждения. При равных условиях по скорости и охлаждению опытный образец не уступает зарубежному и превосходит отечественный аналог. На рис. 2.22 показан разработанный опытный образец ТЭД в сборе.

Современные электрические ТС, как правило, оснащаются системой электрического торможения. Поэтому использование генераторного режима при испытаниях позволяет одновременно проверить работу тягового двигателя и для условий электрического торможения.



Рисунок 2.22. Тяговый двигатель (опытный образец)

Для проверки адекватности электромагнитного расчета опытный образец машины был испытан в генераторном режиме. В качестве примера на рис. 2.23 показана экспериментальная осциллограмма фазной ЭДС холостого хода при частоте вращения 4000 об/мин. Расхождение с результатом численного моделирования по амплитуде первой гармоники составило 4,3%.

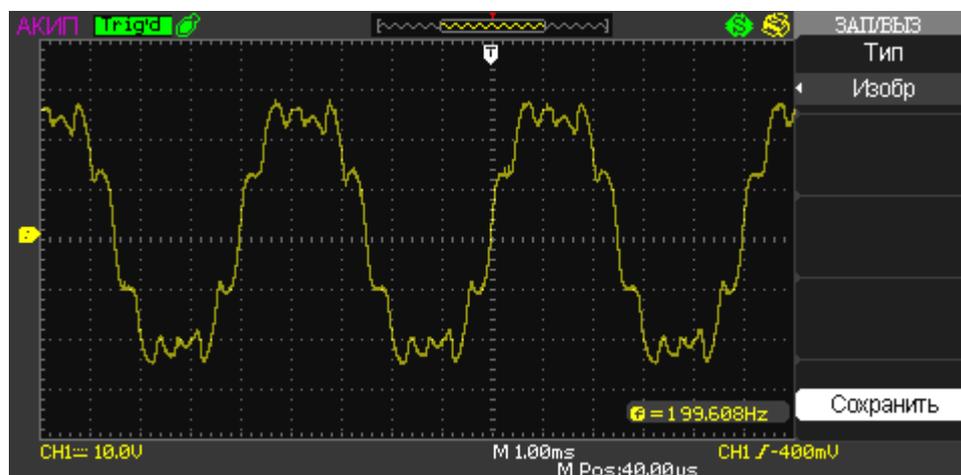


Рисунок 2.23. ЭДС холостого хода

На рис.2.24 – осциллограмма напряжения в генераторном режиме при токе нагрузки равном номинальному. На кривой напряжения видно характерное снижение индукции под сбегающим краем полюса из-за действия поперечной реакции якоря. Осциллограмма подтверждает верность допущений при расчете коэффициента ЭДС и обмоточных коэффициентов. Действующее значение напряжения на данной частоте вращения составило 386 В, при расчетном 394 В (расхождение 2 %).

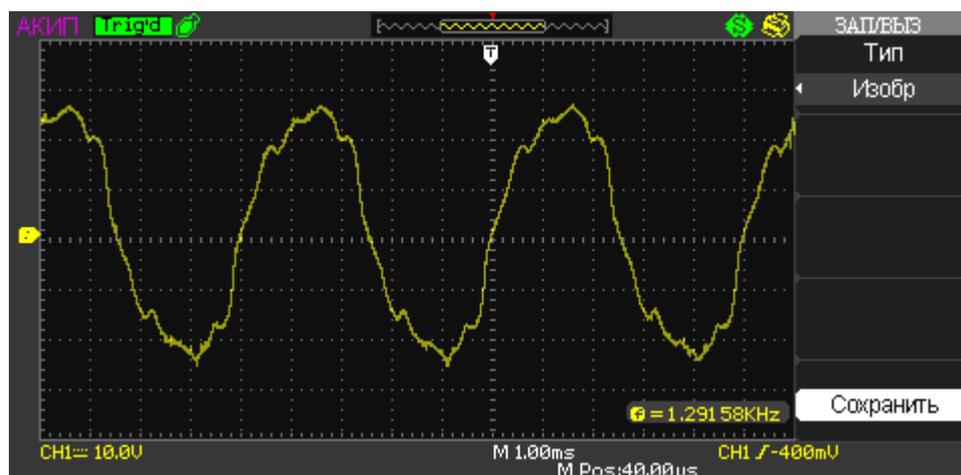


Рисунок 2.24. Напряжение при нагрузке

В качестве нагрузки в двигательном режиме использовался генератор постоянного тока, работающий на балластные реостаты. Расчет момента на валу и КПД проводился косвенным методом, посредством расчета потерь в генераторе по ГОСТ 11828-86 [ГОСТ 11828-86. Машины электрические вращающиеся. Общие методы испытаний].

В двигательном режиме средний момент на валу при частоте вращения 1500 об/мин составил 488 Нм, что близко к расчетному показателю (500 Нм).

Выводы по главе 2

1. Определены базовые параметры электромагнитного расчета ТЭД и границы их изменения в процессе проектирования, составлен алгоритм проектирования по критерию максимума величины электромагнитного момента.

2. В результате решения ряда задач расчета магнитного поля найдены коэффициенты формы ЭДС и полюсного перекрытия и определена их зависимость от относительной величины полюсной дуги. Рекомендованные значения конструктивного коэффициента полюсного перекрытия составляют 0,8...0,9.

3. Осуществлен анализ МДС распределенной и сосредоточенных обмоток якоря двигателя на предмет содержания высших пространственных гармоник. Установлено, что РО с $q=2$ и СО с $q=0,5$ имеют лучшие обмоточные коэффициенты в поле основной гармоники и низкое содержание высших гармоник в кривой МДС.

4. Проведена параметрическая оптимизация якоря, включающая выбор типа обмотки и конфигурации сердечника статора, средствами пакета *Ansys Maxwell*. Рассчитаны характеристики различных моделей ТЭД мощностью 80 кВт на основе решения ряда задач в стационарной и нестационарной постановках при частотах вращения от 1500 до 5000 об/мин. Полученные данные о среднем моменте, его пульсациях, потерях и КПД двигателя определили преимущество распределенной обмотки с $q=2$.

5. Испытания опытного образца ТЭД с распределенной обмоткой якоря подтвердили правильность принятых допущений и адекватность теоретических положений, лежащих в основе методики электромагнитного расчета.

3. ПРОЕКТИРОВАНИЕ ИНДУКТОРА НА ПОСТОЯННЫХ МАГНИТАХ

В тяговом приводе для возбуждения электрического двигателя часто используются постоянные магниты из сплава $NdFeB$, который имеет высокую магнитную энергию, но отличается большой температурной чувствительностью. Во избежание их размагничивания при высоких рабочих температурах и нагрузках, характерных для ТЭД, возникает необходимость увеличения размеров магнитной системы. Задачей оптимизации индуктора является минимизация объема магнитов при обеспечении заданной выходной мощности машины. Кроме этого, рыночная конъюнктура диктует волатильность цен на редкоземельные магниты, поэтому большое количество научных публикаций последнего времени посвящено попыткам их замещения без ущерба для эффективности.

При расчетах ТЭД с ПМ и при определении размеров магнитов широко используются численные методы, например, конечно-элементный анализ (FEA). Тем не менее, прежде чем использовать FEA желательно на начальной стадии проектирования предварительно оценить размеры электрической машины, в том числе конфигурацию индуктора и входящих в него ПМ. Кроме того, многие коммерчески доступные системы автоматизированного проектирования, содержащие пакеты для двигателей с постоянными магнитами, такие как $SPEED$, $Rmxprt$ требуют от проектировщика задания размеров и свойств ПМ, что превращает их в инструмент поверочного расчета, не приспособленный для оптимизации.

В конструкции IPM ТД с внутренним индуктором материал постоянного магнита во многом определяет характеристики и удельные показатели машины. Помимо «холодных» параметров ПМ: коэрцитивной силы H_c , остаточной индукции B_r , магнитной энергии W_{PM} при температуре $20^\circ C$ важно знать эти показатели при рабочей температуре с тем, чтобы обеспечить требуемые характеристики и производительность ТЭД во всех возможных режимах эксплуатации.

Нагрузочный режим ТЭД, особенно при повышенном моменте на валу и низкой частоте вращения, предполагает нагревание элементов машины, в том числе и ПМ до высоких температур, при которых они частично теряют намагниченность. Поэтому важно выбирать для возбуждения магниты мало подверженные температурному размагничиванию, либо с большим запасом по температурной демагнитизации и предпринимать специальные меры по интенсификации теплоотвода от нагретых частей ТЭД.

Другой фактор, влияющий на выбор материала ПМ – это их стоимость. Соотношение цены обмоточной меди, электротехнической стали, ПМ в машинах с магнитоэлектрическим возбуждением составляет 1:0,15:10 [105]. Сокращение объема и веса ПМ дает существенное снижение стоимости.

С учетом указанных критериев предложен подход к процедуре проектирования ТЭД и выбора материала ПМ для обеспечения заданной мощности и крутящего момента с учетом стоимости, и способности ПМ выдерживать влияние размагничивающего влияния температуры и внешнего поля. Алгоритм проектирования индуктора ТЭД приведен в виде блок-схемы на рис.3.1.

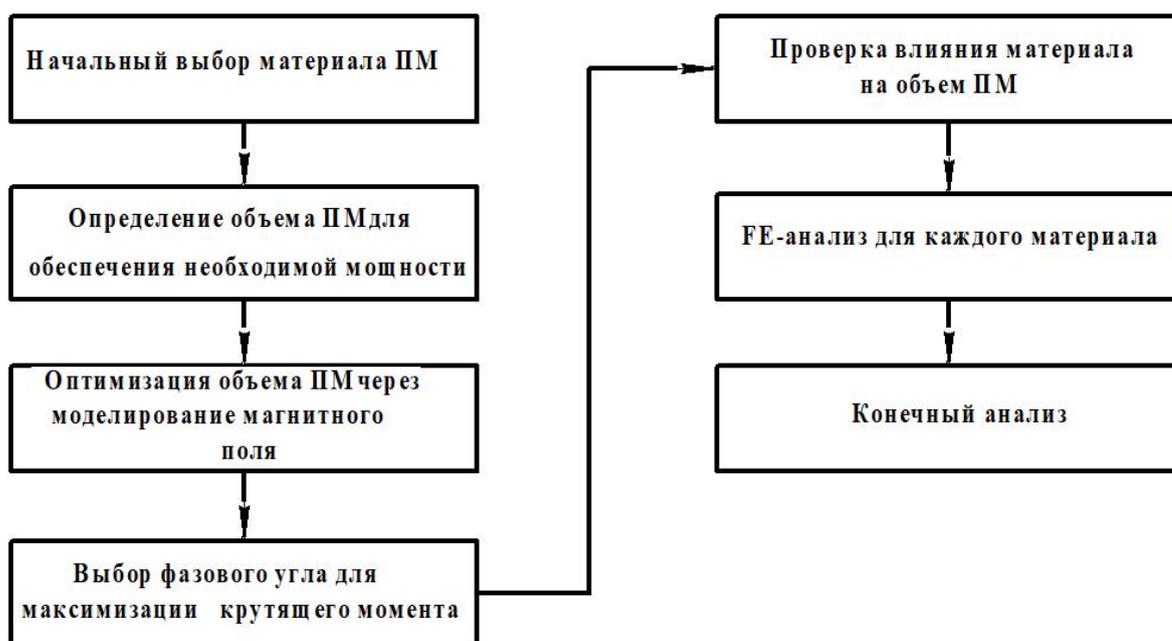


Рисунок 3.1. Алгоритм процедуры проектирования индуктора ТЭД

На начальном этапе необходимо определиться, руководствуясь техническим заданием и температурным индексом изоляционных материалов, максимально допустимой рабочей температурой постоянных магнитов. По температуре выбирается линейка базовых материалов в соответствии с приведенными в справочной литературе кривыми размагничивания различных типов ПМ. На основании предварительного анализа режимов работы ТЭД и их продолжительности было установлено, что значение максимальной температуры обмотки статора может достигать $200\text{ }^{\circ}\text{C}$. В этих условиях возможно нагревание ПМ за счет потерь в них от вихревых токов и конвективного теплообмена с более горячим статором до $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ и более.

Поэтому на первом этапе определяется базовая линейка материалов ПМ, способных выдерживать без существенного размагничивания температуру $150\text{ }^{\circ}\text{C}$. В ее состав были включены редкоземельные магниты: *N38UH*, *N35EH*, *Recoma25*, *Recoma32S*. Первые два представителя относятся к классу неодимовых ПМ с максимальной рабочей температурой 180 и $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ соответственно. Третий и четвертый ПМ – самарий-кобальтовые сплавы SmCo_5 и $\text{Sm}_2\text{Co}_{17}$ с рабочей температурой до $250\text{ }^{\circ}\text{C}$. На рис.3.2 показаны зависимости максимальной магнитной энергии и коэрцитивной силы $(BH)_{\text{max}}$, H_c в функции температуры для материалов ПМ из базовой линейки.

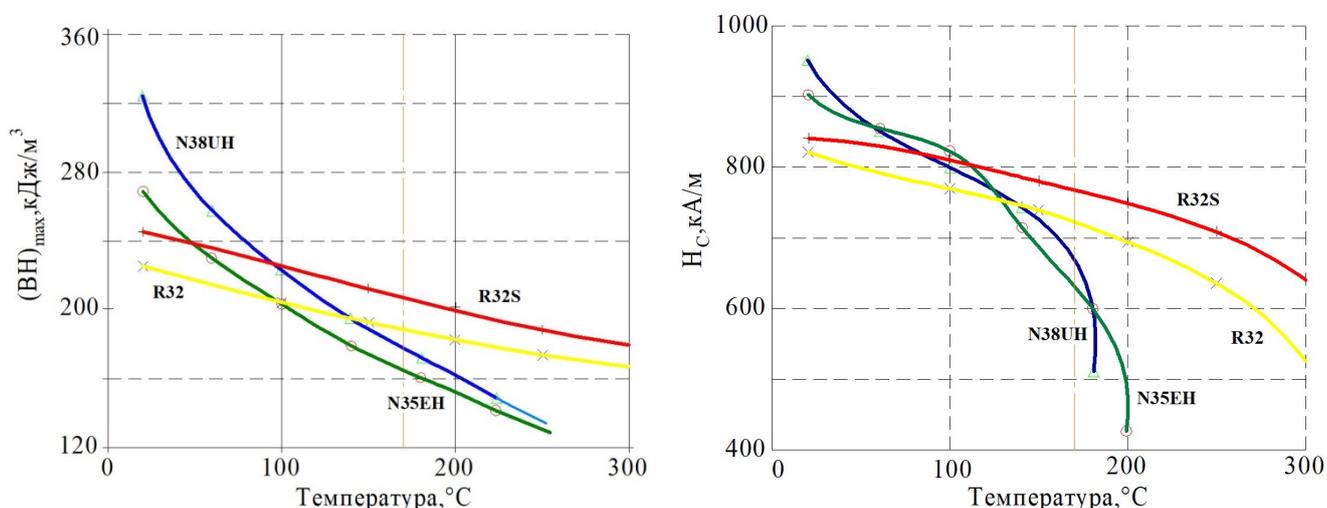


Рисунок 3.2. Характеристики высококоэрцитивных ПМ

Очевидно, что энергия неодимовых магнитов при 20°C несколько выше, чем у самарий-кобальтовых. Однако при нагревании до максимальной рабочей температуры 150°C картина меняется на противоположную. Данный факт свидетельствует о более сильной температурной демагнетизации неодимовых ПМ по сравнению с самарий-кобальтовыми. Анализ температурных зависимостей коэрцитивной силы показывает, что при максимальной рабочей температуре сопротивляемость ПМ размагничиванию внешним магнитным полем выше у сплавов SmCo_5 , $\text{Sm}_2\text{Co}_{17}$. Относительное уменьшение H_c при изменении температуры от 20 до 170°C у этих ПМ составляет $(8,6 \div 11,6)\%$, в то время как у неодимовых ПМ этот показатель находится на уровне 30% . Сплав $N38UH$ не способен обеспечить требуемые мощность и момент двигателя при повышении температуры выше 180°C в случае продолжительной нагрузки. Также при выборе материала ПМ необходимо учитывать возможность режима короткого замыкания ТД. В этом случае температура и величина внешнего поля могут оказаться критичными для ПМ с точки зрения необратимого размагничивания.

3.1. Расчет объема постоянных магнитов

Объем всех призматических ПМ индуктора может быть рассчитан как

$$V_{PM} = 2ph_m l_m b_m,$$

где h_m , l_m , b_m - высота, длина и ширина магнита.

Максимальная электромагнитная мощность ТЭД с возбуждением от ПМ

$$P_m = \frac{\pi^2}{2} \cdot \frac{\xi}{k_f k_{ad} (1 + k_e)} \cdot f B_r H_c V_{PM} = k_{II} \cdot P_{out},$$

где $k_f = \frac{B_{m\delta 1}}{B_{m\delta}}$ - коэффициент формы поля возбуждения при величине

конструктивного коэффициента полюсного перекрытия $\alpha_i = \frac{b_p}{\tau} =$; b_p - ширина

полюсной дуги; τ - полюсное деление; $k_{ad} = \frac{k_{fd}}{k_f}$ - коэффициент формы поля продольной реакции якоря; k_{fd} - коэффициент приведения реакции якоря по продольной оси к полю возбуждения; $k_{E0} = \frac{E_f}{U_1} = (1,05 \div 1,2)$ - коэффициент ЭДС для ТД в режиме перевозбуждения; E_f - ЭДС холостого хода; U_1 - фазное напряжение; f - частота; B_r - остаточная индукция, H_c - коэрцитивная сила; k_{II} - коэффициент перегрузочной способности.

Для определения коэффициентов формы поля возбуждения и реакции якоря было исследованы магнитные поля основное и реакции якоря средствами пакета *Ansys Maxwell*. По результатам моделирования установлено, что в диапазоне изменения конструктивного коэффициента полюсной дуги $\alpha_i = 0,667 \dots 1,0$ коэффициент формы поля возбуждения варьируется в пределах $k_f = 1,0 \dots 1,175$, а коэффициент продольной реакции якоря $k_{ad} = 0,72 \dots 0,81$. На рис. 3.3 показаны зависимости коэффициентов формы поля возбуждения k_f , реакции якоря k_{ad} , k_{aq} и приведения магнитных напряжений k_{fd} , k_{fq} от конструктивного коэффициента полюсного перекрытия α_i .

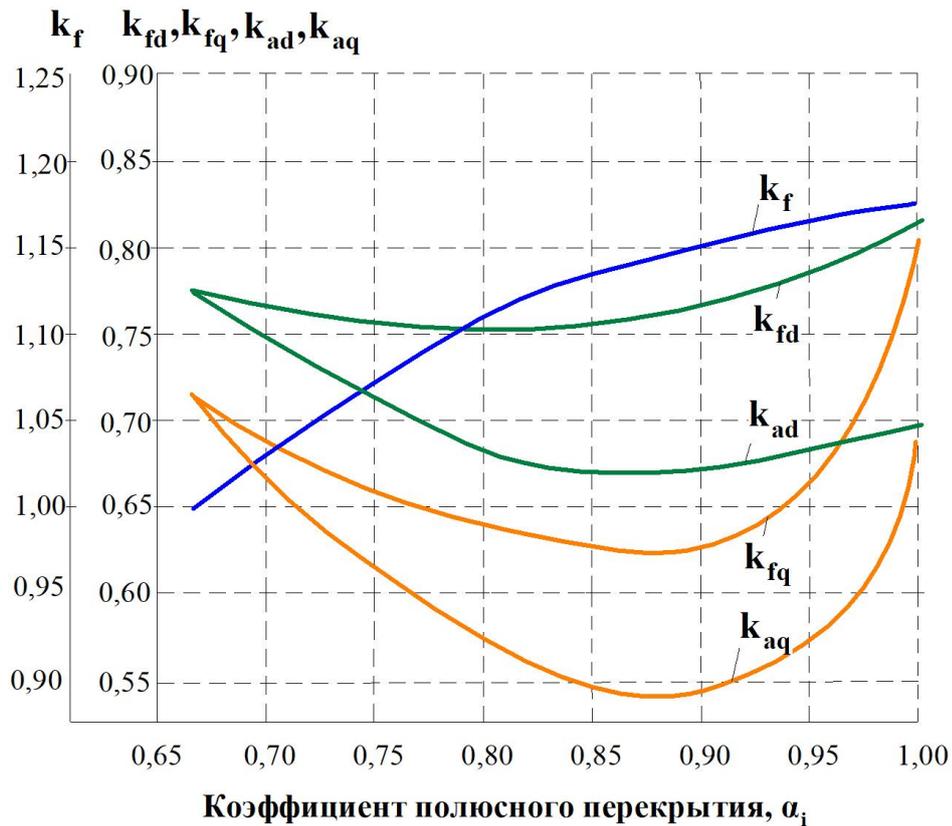


Рисунок 3.3. Зависимости коэффициентов формы поля от величины полюсного перекрытия

Зависимость $k_{fd} = f(\alpha_i)$ имеет экстремум в области $\alpha_i = 0,82$, что минимизирует объем ПМ при данной величине полюсного перекрытия, при этом действие реакции якоря на поле постоянных магнитов минимально. Коэффициент формы поля возбуждения k_f , характеризующий эффективность использования магнита по основной гармонике поля возбуждения, монотонно возрастает с ростом α_i , достигая максимума при $\alpha_i = 1$.

Результирующий коэффициент использования ПМ может быть рассчитан как

$$\xi = E_f^* \cdot I_{ac}^*$$

где E_f^* , I_{ac}^* - относительные значения ЭДС холостого хода и тока короткого замыкания в режиме генератора.

Для проектируемого ТЭД коэффициент использования в зависимости от величины зазора, коэффициента рассеяния индуктора и материала ПМ находится

в пределах $\xi = 0,5 \div 0,8$. Величина объемного коэффициента ПМ при оговоренных выше параметрах

$$C_V = \frac{2k_p k_f k_{ad} (1 + k_{E0})}{\pi^2 \xi} = 0,636 \dots 1,443, \quad (3.1)$$

тогда объем всех постоянных магнитов стартера

$$V_{PM} = C_V \frac{P_{out}}{f \cdot B_r \cdot H_c} = 2 p h_m l_m b_m. \quad (3.2)$$

3.2. Оптимизация объема ПМ

Задача оптимизации объема ПМ индуктора ТЭД делится на два этапа. На первом этапе для фиксированного материала ПМ минимизируется их объем при ограничениях по коэффициентам поля, падению напряжения при нагрузке, использованию магнитов, что эквивалентно оптимизации объема при варьировании величины полюсного перекрытия.

$$V_{PM} = \min; 0,775 \leq k_{fd} \leq 0,815; 1,05 \leq k_{E0} \leq 1,2; 0,5 \leq \xi \leq 0,8.$$

Данная задача может быть решена различными способами. Например, в [85] применен метод случайного поиска с самообучением. В данном случае использован метод простого перебора, поскольку имеется единственный критерий оптимизации – минимум объема ПМ, т.е. это однокритериальная задача с ограничениями. Величина коэффициента полюсного перекрытия $\alpha_i = 0,82$ обеспечивает минимум объема ПМ для создания необходимого магнитного поля в зазоре.

Следующим шагом является оптимизация объема ПМ по критериям, выполнения которых требует электропривод ТС. К их числу относится максимум крутящего момента. Эта задача решается нахождением оптимального угла опережения по фазе ψ .

Крутящий момент двигателя определяется как

$$T = \frac{3p}{2} \left[\Psi_{PM} \cdot I \cos \psi + \frac{1}{2} (L_q - L_d) \cdot I^2 \sin 2\psi \right],$$

где Ψ_{PM} - потокосцепление постоянного магнита; L_d, L_q - индуктивности якоря по продольной и поперечной осям; I - ток якоря.

В индукторах принятого типа разница между индуктивностями по осям d и q достаточно велика и может составлять $L_q = (1,5...3) \cdot L_d$. В связи с этим, реактивная составляющая оказывает существенное влияние на результирующий крутящий момент, а максимум момента наблюдается при величине угла опережения $\psi \neq 0^\circ$. На рис. 3.4 показана зависимость среднего момента двигателя от угла опережения при различном токе нагрузки.

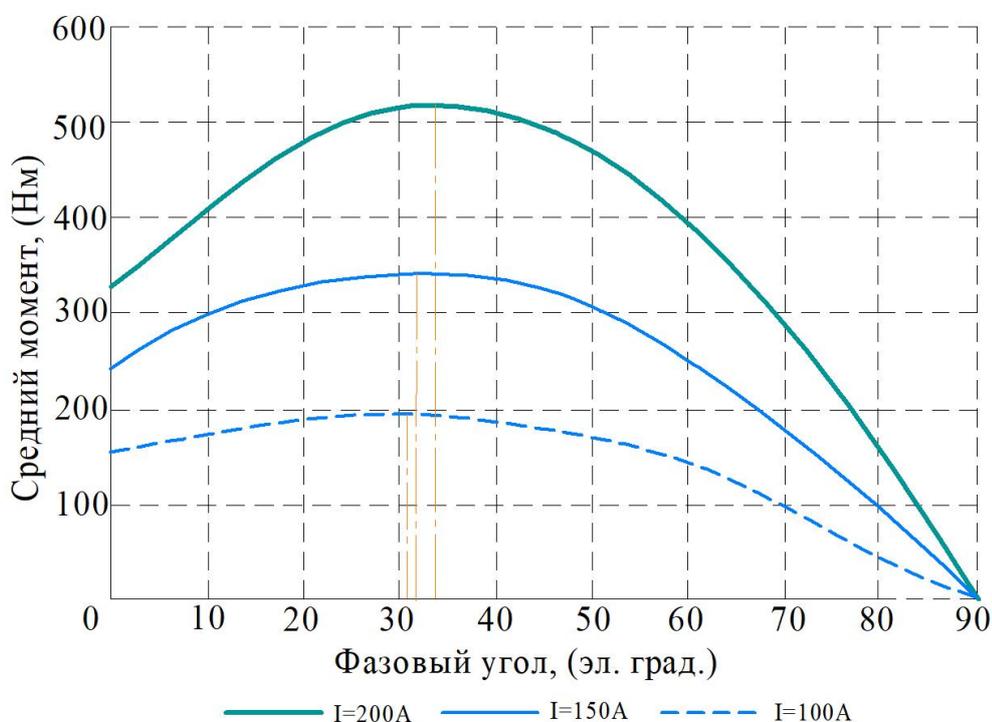


Рисунок 3.4. Зависимость среднего момента от угла опережения

Расчетные параметры: $\Psi_{PM} = 0,356 \text{ Вб}$; $L_d = 3 \cdot 10^{-3} \text{ Гн}$; $L_q = 6 \cdot 10^{-3} \text{ Гн}$;

Из полученных зависимостей следует, что максимум момента смещен в сторону фазового угла 30...40 эл.град., причем его величина зависит от тока нагрузки и соотношения индуктивностей якоря по ортогональным осям. Следовательно, в индукторах с инкорпорированными ПМ, при расчете

электромагнитного момента его реактивной составляющей пренебрегать нельзя. Ее величина оказывает тем большее влияние на крутящий момент двигателя, чем больше разница между L_d и L_q . Поэтому задача максимизации момента в зависимости от угла опережения является актуальной.

Влияние марки магнита на объем

В этом параграфе анализируется процедура, соответствующая шагу 5 алгоритма проектирования индуктора и заключающаяся в оценке объема ПМ из различных материалов с учетом параметров ТЭД. В табл.3.1 приведены данные двигателя.

Параметры двигателя

Таблица 3.1

Номинальная мощность	80	кВт	Число пазов	36	-
Максимальная частота вращения	12000	об/мин	Зазор	1,5	мм
Номинальное напряжение шины DC	400	В	Длина сердечника статора	248	мм
Номинальный момент	509	Нм	Диаметр расточки	180	мм
Число полюсов	6	-	Внешний диаметр статора	277	мм

С использованием выражения (3.2) и уровней ограничения объемного коэффициента $0,636 \leq C_V \leq 1,443$, можно определить минимальный и максимальный требуемый объем ПМ из различных марок магнитотвердых материалов. В табл.3.2 указан объем ПМ базовой линейки материалов, способный обеспечить заданные показатели двигателя (мощность, момент) во всем диапазоне частот вращения и изменении рабочей температуры от 20 до 170°С.

Объем ПМ

Таблица 3.2

T °C		Объем ПМ, см ³			
		<i>N38UH</i>	<i>N35EH</i>	<i>Recoma25</i>	<i>Recoma32S</i>
	min	159,4	176,2	246,0	197,5
	max	362,6	400,9	559,7	449,3
	min	209,2	218,2	272,3	210,8
	max	475,9	496,4	619,5	479,6
	min	366,8	334,7	309,5	232,4
	max	834,5	761,4	704,1	528,7
	min	-	-	338,8	257,1
	max	-	-	770,8	584,9

На рис.3.5 приведены границы изменения объема ПМ в графической интерпретации

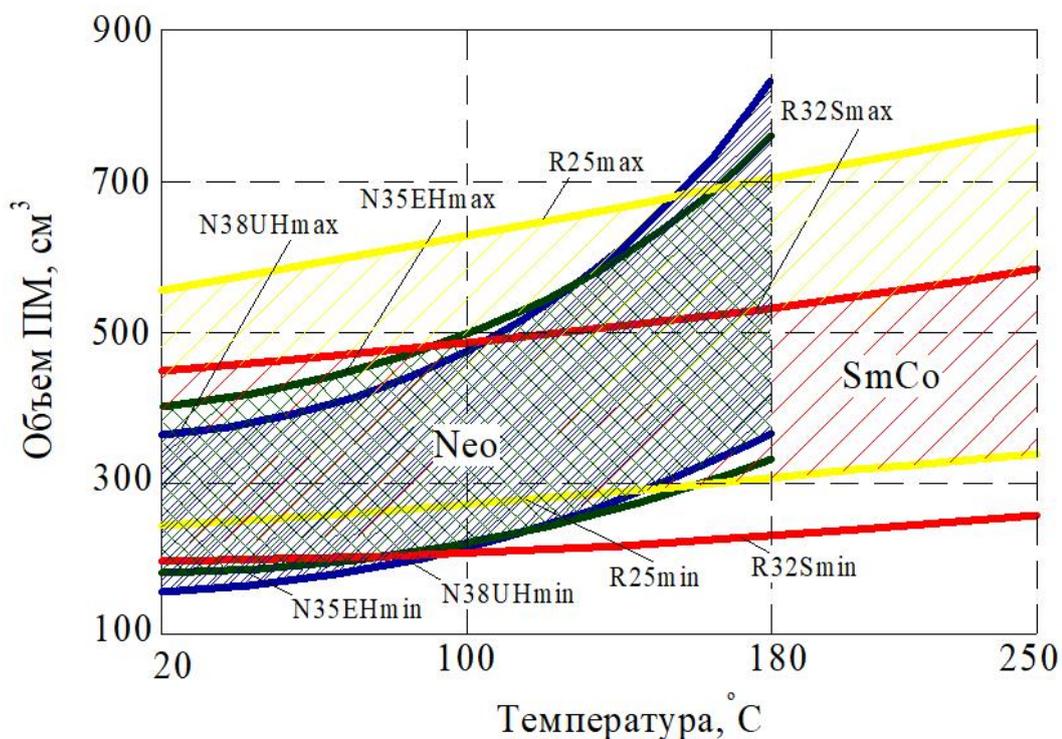


Рисунок 3.5. Изменение требуемого объема ПМ от температуры

Анализ полученных данных показывает, что при рабочей температуре 170°C минимальный объем ПМ, позволяющий гарантировать заданные мощность и момент, обеспечивается использованием магнитов *Recoma32S* из материала $\text{Sm}_2\text{Co}_{17}$. Неодимовые магниты имеют примерно одинаковый объем с ПМ *R25* (SmCo_5) во всем диапазоне значений коэффициента C_V . Однако при более высоких температурах неодимовые ПМ не выдерживают конкуренции с самарий кобальтовыми. При рабочих температурах ПМ выше 100°C из базовой линейки материалов предпочтительнее выбрать сплав $\text{Sm}_2\text{Co}_{17}$.

При выборе материала ПМ проектировщик помимо объема должен принимать во внимание и другие критерии. Одним из них является стоимость ПМ, которая вносит большой вклад в конечную цену двигателя и электропривода в целом. С развитием технологий получения ПМ их стоимость может варьироваться. Цена также определяется рыночной конъюнктурой и зависит от объема выпускаемой партии тяговых двигателей одного размерного ряда. По нашим оценкам в настоящее время при производстве партии 100 штук удельная цена (C_u) ПМ SmCO составляет $255 (\$/\text{кг})$, NdFeB – $160 (\$/\text{кг})$. Таким образом, стоимость комплекта ПМ на изготовление одного индуктора

$$C = C_u V_{PM} \cdot \rho, \quad (3.3)$$

где ρ - плотность материала ПМ.

В табл.3.3 показана стоимость комплекта ПМ индуктора ТД при использовании разных материалов, рассчитанная по формуле (3.3) для значения объемного коэффициента $C_V = 1,042$.

Параметры ПМ индуктора

Таблица 3.3

Параметр	Ед.изм.	N38UH	N35EH	Recoma25	Recoma32S
Плотность	g / cm^3	7,5	7,5	8,4	8,3
Модуль Юнга	ГПа	155	155	115	155
Предел прочности на изгиб	МПа	245	245	135	115

Параметр	Ед.изм.	N38UH	N35EH	Recoma25	Recoma32S
Электрическое сопротивление	$\mu\text{Ом} \cdot \text{см}$	144	144	55	90
Цена ПМ	\$	253	234	357	265

Кроме стоимости здесь указаны характеристики прочности и электропроводности ПМ. Анализируя приведенные данные можно заметить, что неодимовые ПМ обладают большей прочностью, меньшей удельной массой, относительно высоким электрическим сопротивлением по сравнению с самарий кобальтовыми. Данные преимущества и меньшая стоимость делают их фаворитами при использовании в индукторах тяговых двигателей с точки зрения обеспечения надежности конструкции ротора, уменьшения потерь в ПМ от вихревых токов, снижения цены электропривода ТС при рабочих температурах ПМ ниже 100°C . Но следует учитывать плохую коррозионную стойкость *Neo* магнитов. С учетом перечисленных критериев и ограничений проектировщик может использовать любой метод многоцелевой оптимизации для того, чтобы прийти к окончательному решению, или оно может быть принято путем добавления весовых коэффициентов для каждого критерия и сведения задачи оптимизации к однокритериальной.

В нашем случае предпочтение отдано материалу *N38UH* в силу того, что данный неодимовый сплав имеет меньшую электрическую проводимость, высокую прочность, приемлемую цену и допускает эксплуатацию при температуре до 180°C .

Полученные результаты легли в основу конструкции ротора опытного образца ТЭД, вид которого показан на рис. 3.6, 3.7.

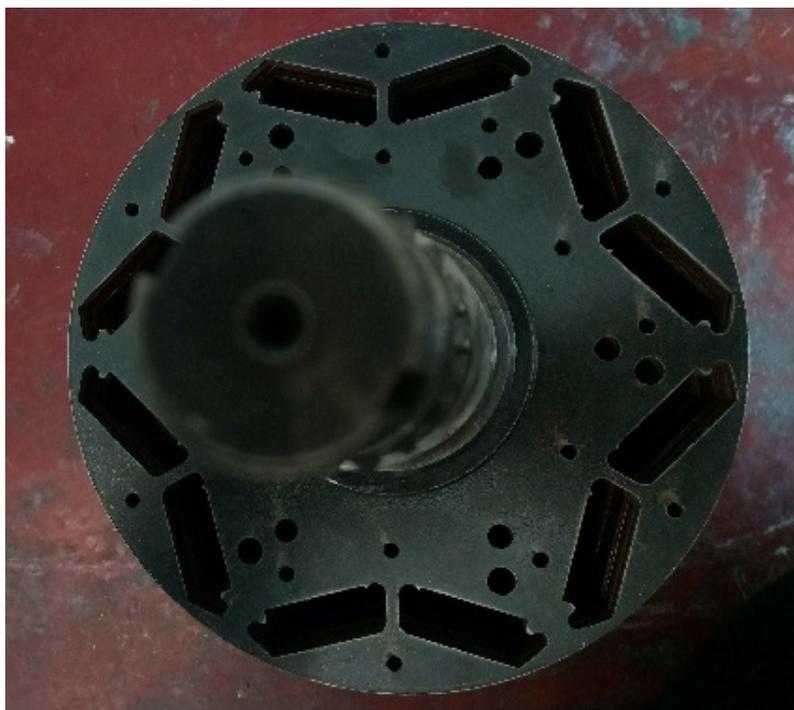


Рисунок 3.6. Лист ротора опытного образца ТД



Рисунок 3.7. Ротор в сборе

Выводы по главе 3

1. Проведено исследование магнитного поля ТЭД при холостом ходе и нагрузке. По результатам исследования найдены зависимости коэффициентов проектирования от величины полюсного перекрытия. Установлено оптимальное значение полюсного перекрытия, при котором объем ПМ и размагничивающее действие реакции якоря на основной магнитный поток минимальны.

2. Предложена методика определения объема ПМ, отличающаяся учетом формы магнитов и места их расположения в индукторе. Данные факторы

напрямую влияют на величину демагнитизации ПМ при воздействии реакции якоря.

3. Осуществлена оптимизация объема ПМ, в результате которой установлено, что величина угла опережения оказывает существенное влияние на крутящий момент двигателя. Максимум момента соответствует значению фазового угла $\psi = 30...40^\circ$ эл.

4. Посредством моделирования в *Maxwell* определены границы изменения объема ПМ при различной рабочей температуре для базовой линейки материалов. При рабочих температурах ПМ, превышающих 100°C , предпочтительным является выбор самарий-кобальтового сплава *R32S*.

6. По результатам оптимизационных расчетов изготовлен ротор опытного образца тягового двигателя.

4. АНАЛИЗ СПОСОБОВ ОХЛАЖДЕНИЯ И ТЕПЛОВОГО СОСТОЯНИЯ ТЯГОВОГО ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ДВИГАТЕЛЯ

При работе тягового двигателя в системе привода ТС выделяется большое количество тепла за счет наличия электрических, магнитных, механических потерь мощности и других паразитных потерь, имеющих место в различных элементах ТЭД. Тепловая энергия передается охлаждающей среде посредством проводимости, конвекции и/или излучения [12] из-за разницы температур между нагретым и холодным телами. Анализ температурного поля ТЭД имеет важное значение в критических условиях эксплуатации, таких, как работа с перегрузкой, потеря фазы и/или асимметричные неисправности для исключения отказов, которые обычно происходят из-за локального перегрева активных элементов конструкции и деградации материалов.

Кроме этого, при высоких частотах вращения магнитные потери могут достигать больших значений и вызванные ими тепловыделения напрямую влияют не только на энергоэффективность, но и на срок службы ТЭД в целом. Во-первых, чрезмерно высокие температуры могут вызвать ускоренное старение изоляции и повышенный износ обмоток. Во-вторых, остаточная намагниченность и коэрцитивная сила редкоземельных материалов обратно пропорциональна температуре. При повышенных температурах происходит частичное или полное размагничивание ПМ. Электрическое сопротивление проводников обмотки находится в прямой зависимости от температуры. Это может привести к положительной обратной связи в процессе увеличения электрических потерь и повышения температуры обмотки. Наконец, тепловое воздействие на геометрические размеры элементов конструкции может повлиять на величину воздушного зазора и номинальные параметры двигателя, производительность или, в серьезных случаях, привести к потере работоспособности.

Для решения тепловых проблем в ТЭД, наряду с минимизацией магнитных потерь как источников тепла, необходимо разработать механизмы теплоотвода для получения сбалансированного распределения тепла по различным элементам конструкции. Для достижения температурного баланса внутри двигателя может

быть применена закрытая или открытая схема охлаждения. В первом случае тепло от активных элементов проводится к внешней поверхности двигателя, которая подвергается конвективному охлаждению. На эффективность теплоотвода здесь влияют свойства материалов, геометрическое расположение тепловыделяющих источников и площадь охлаждаемой поверхности. Этот процесс считается экономичным и не создает дополнительных паразитных эффектов, например таких, как акустический шум. Альтернативным способом является активное охлаждение, при котором используется дополнительный источник энергии для циркуляции жидкости или газа с высокой теплоемкостью для отбора тепла от горячих поверхностей. Этот метод охлаждения предполагает применение специальных устройств, таких как насосы, вентиляторы для создания достаточного потока охлаждающей среды и отвода тепла из внутренних частей двигателя. При этом обеспечивается высокая мощность конвекционного теплообмена, но требуется предпринимать специальные меры для уменьшения не только потерь на трение, но и рисков короткого замыкания и коррозии.

Электрификация аэрокосмической и автомобильной промышленности определила повышенные требования к тяговым электродвигателям, в числе которых компактность, высокие частота вращения и удельная мощность. Реализация этих требований приводит к значительному повышению температуры и предполагает разработку более сложных систем охлаждения для поддержания рабочей температуры в безопасном диапазоне. В табл. 4.1 приведены типичные значения касательного напряжения σ , линейной нагрузки A , плотности тока j и коэффициента теплоотдачи α при использовании различных способов охлаждения ТД по данным [90].

Типичные значения параметров охлаждения ТД

Таблица 4.1

Способ охлаждения	σ , кПа	A , кА/м	j , А/мм ²	α , Вт/м ² К	
Естественная конвекция	-	-	1,5...5	5...30	
	Воздух	<15	<80	5...10	20...300
	Водород	<25	70...110	7...12	100...1000

Способ охлаждения		$\sigma, \text{кПа}$	$A, \text{кА/м}$	$j, \text{А/мм}^2$	$\alpha, \text{Вт/м}^2\text{К}$
Принудительное жидкостное	Косвенное	20...60	90...130	7...20	100...10000
	Непосредственное	60...100	100...200	10...30	200...25000
	Испарительное	-	-	-	500...50000

Приведенные данные свидетельствуют о широком диапазоне варьирования этих параметров и, как следствие, габаритов и массы тягового двигателя. Основопологающим в данной ситуации является вопрос, как далеко следует двигаться в направлении интенсификации теплосъема и соответствующего удорожания двигателя с целью сокращения массо-габаритных показателей? Для ответа на этот вопрос рассмотрим основные из приведенных методов охлаждения и их техническую реализацию.

4.1 Анализ способов охлаждения тяговых электрических двигателей

Учитывая соображения практической реализации и стоимостной фактор из приведенных в табл.4.1 методов охлаждения применительно к коммерческим ТС более подробно остановимся на естественном, принудительном воздушном и принудительном косвенном жидкостном способах.

4.1.1 Естественное охлаждение

Естественное охлаждение реализуется путем отвода тепла от внутренних источников потерь через элементы конструкции двигателя. Корпус является основным компонентом, от которого тепло передается от внутренних источников окружающей среде. Для максимальной эффективности конвективного отвода тепла конструкция корпуса должна быть оптимизирована.

На практике были разработаны корреляции конвективного теплообмена для естественного охлаждения, где показано, что число Нуссельта Nu , характеризующее соотношение между интенсивностью теплообмена за счёт конвекции и интенсивностью теплообмена за счёт теплопроводности (в условиях неподвижной среды), в основном зависит от чисел Грасгофа Gr и Прандтля Pr

$$Nu = \frac{\alpha L}{\lambda} = f(Gr, Pr); \quad (4.1)$$

$$Gr = \frac{g\beta(t_c - t_o)L^3}{\nu^2}; \quad (4.2)$$

$$Pr = \frac{\nu c_p}{\lambda}, \quad (4.3)$$

где L – характерный размер; α - коэффициент теплоотдачи; λ - коэффициент теплопроводности; g - ускорение свободного падения; β - коэффициент объемного расширения; t_c, t_o - температура поверхности и теплоносителя соответственно; ν - кинематическая вязкость; c_p - удельная теплоемкость среды.

Правильно спроектированный оребренный корпус может улучшить отвод тепла и увеличить значение коэффициента теплоотдачи по сравнению с гладким. Ребра охлаждения обычно располагаются на поверхности корпуса и ориентированы таким образом, чтобы не мешать естественной циркуляции воздушного потока. Возможны два типа расположения ребер на корпусе: радиальное (перпендикулярно оси машины), осевое (вдоль оси). Эффективность передачи тепла от ребер в окружающую среду может повышаться за счет увеличения коэффициента теплоотдачи и/или площади поверхности ребра, но в условиях естественной конвекции коэффициент теплоотдачи зависит от параметров окружающей среды.

Обычно практика улучшения теплоотдачи при естественной конвекции заключается в увеличении площади ребра. Однако это приводит к росту сопротивления воздушному потоку, что, в свою очередь, снижает коэффициент теплоотдачи. Оптимизация длины, шага и количества ребер является основным путем повышения эффективности естественного охлаждения. Основная задача состоит в максимизации скорости рассеивания тепла при минимальных размерах ребер охлаждения.

Использование естественного охлаждения целесообразно только для тяговых двигателей малой или средней мощности или мощных двигателей с большой площадью теплообмена.

4.1.2. Принудительное охлаждение

Принудительное охлаждение, как более эффективное, в период выхода на рынок компактных ТЭД является предпочтительным по сравнению с естественным. Принудительное охлаждение предполагает использование внешнего устройства и источника энергии для создания достаточного потока охлаждающей среды для теплообмена и отвода тепла от горячих элементов ТЭД. Для определения схемы течения среды используется число Рейнольдса Re . Режим течения при различных охлаждающих средах и архитектурах систем охлаждения может быть аналитически оценен по (4.4). Теплоотдача на основе принудительного метода конвекции определяется как функция чисел Re и Pr .

$$Re = \frac{\rho DV}{\nu}; \quad (4.4)$$

$$Nu = f(Re, Pr), \quad (4.5)$$

где ρ - плотность среды; D – гидравлический диаметр; V - характерная скорость.

Принудительное воздушное охлаждение

В такой системе охлаждения используется вентилятор или нагнетатель для обеспечения непрерывного прохождения воздуха через двигатель. В зависимости от конструкции корпуса различают закрытую и открытую системы охлаждения. Эскиз ТЭД с закрытой системой показан на рис.4.1. Такая система имеет два контура воздушного потока: внутренний и внешний и, соответственно два нагнетателя.

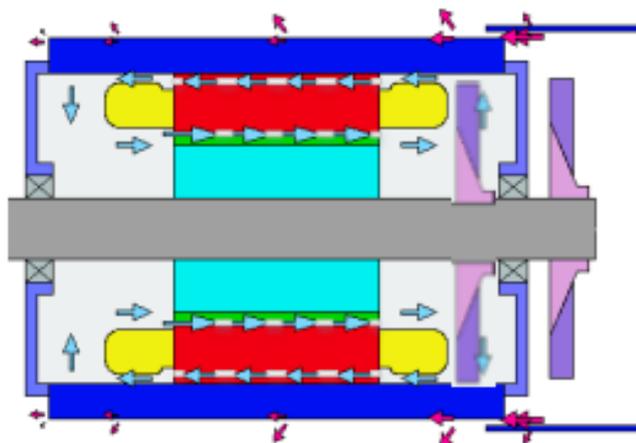


Рисунок 4.1. ТЭД с закрытой системой охлаждения

Циркулирующий воздух из внутреннего контура переносит тепло от источников тепловыделения к раме корпуса, где внешний контур потока выполняет функцию теплоотвода. Такая конфигурация системы охлаждения предотвращает свободный обмен воздуха между внутренним пространством и внешней частью двигателя. Внутренний вентилятор, встроенный в ротор или установленный на валу перемещает воздух внутри ТЭД, что способствует передаче тепла на корпус. Внешний вентилятор нагнетает окружающий воздух вдоль корпуса, тем самым отводя тепло в окружающую среду. Однако в условиях широкого диапазона изменения частоты вращения эффективность вентилятора, установленного на валу, ограничена. Поэтому для создания оптимального уровня напора воздуха независимо от частоты вращения применяется независимый внешний вентилятор. В ТЭД большой мощности для более эффективного теплосъема с поверхности используют воздушно-водяные теплообменники.

Основным преимуществом данной схемы является то, что внутренние детали защищены от загрязнений, которые могут перекрыть вентиляционные каналы. Кроме этого здесь возможна замена воздуха на газ с большей теплоемкостью с целью улучшения эффективности теплопереноса и уменьшения аэродинамических потерь во внутреннем контуре.

Структура вентиляции двигателя с открытой системой охлаждения показана на рис. 4.2.

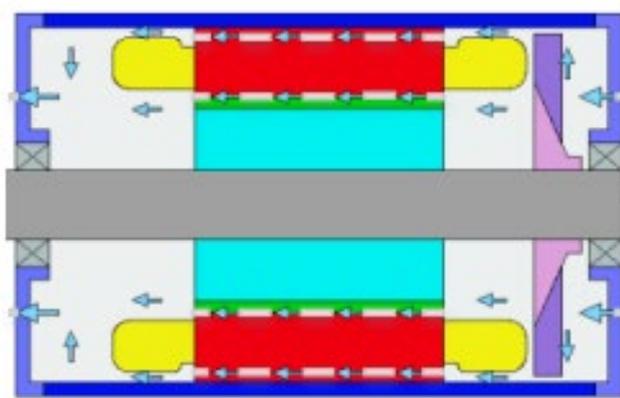


Рисунок 4.2. ТЭД с открытой системой охлаждения

Охлаждающий воздух непрерывно поступает из окружающей среды внутрь двигателя. Так как при этом двигатель подвержен загрязнению продуктами окружающей среды, для предотвращения попадания частиц пыли или влаги в двигатель должны быть предусмотрены такие меры, как фильтрация или не прямые воздушные каналы. Из-за накопления загрязняющих веществ двигатели с такой системой охлаждения подлежат регулярной разборке и очистке с периодичностью один раз в два или три года.

Эффективность охлаждения двигателей с принудительной подачей воздуха сильно зависит от того, насколько велика площадь поверхности контакта между охлаждающей средой и компонентами двигателя. Ее можно улучшить, например добавлением воздушных каналов в теле вала, роторе или сердечнике статора [97].

Принудительное жидкостное охлаждение

Принудительное жидкостное охлаждение особенно актуально для мощных ТЭД, где необходимый уровень теплоотвода не может быть достигнут с помощью воздушных систем. Пример организации принудительного жидкостного охлаждения для двигателей ТС показан на рис. 4.3.

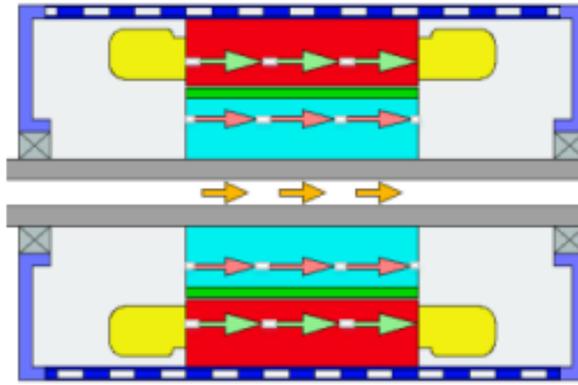


Рисунок 4.3. Модель принудительного жидкостного охлаждения

В такой системе жидкость циркулирует через кожух корпуса, каналы статора и/или каналы ротора. Однако данная схема не лишена недостатков, таких например, как коррозия, утечки хладагента, загрязнение. Осаждения внутри каналов охлаждения могут привести к значительному увеличению сопротивления потоку, что приводит к снижению эффективности охлаждения. В большинстве случаев в качестве жидкого хладагента используется вода. Причина такого выбора в первую очередь связана с высокой относительной теплоемкостью этой жидкости. Для практического использования также доступны этиленгликоль и моторное масло.

Согласно рис. 4.3. циркуляция жидкости осуществляется по нескольким возможным контурам. Рассмотрим их подробнее.

Водяная «рубашка» корпуса

Охлаждение через «рубашку» корпуса является наиболее распространенным методом принудительного охлаждения. При этом жидкость проходит через охлаждающие каналы, расположенные в теплопроводном каркасе над пакетом статора. Тепло, выделяемое в обмотке статора, а также в сердечниках статора и ротора передается в охлаждаемый корпус посредством теплопроводности, а затем переносится в окружающую среду с помощью конвекции в охлаждающей жидкости. Эффективность жидкостного охлаждения существенно зависит от величины воздушного зазора и теплового сопротивления между сердечником статора и корпусом. Для увеличения теплопроводности этого критического

участка на пути теплового потока применяют термоусадочную посадку сердечника в корпус, термопасту и т. д.

Если «рубашка» корпуса обеспечивает достаточную теплопередачу для части обмотки статора, находящейся в пазах, то этого, как правило, недостаточно для отвода тепла от лобовых частей обмотки и ротора из-за высокого теплового сопротивления между источниками тепловыделения и охлаждающей жидкостью. Особенно проблематично данное обстоятельство для двигателей с длинным вылетом лобовых частей обмотки, как например, у распределенных обмоток ТЭД с малым числом полюсов.

Охлаждение статора

Еще один контур жидкостного охлаждения – охлаждающие щели непосредственно в пластинах статора. Они могут быть расположены в ярме статора или пазах. В этом случае охлаждающая жидкость максимально приближена к обмоткам и пластинам сердечника, что приводит к уменьшению теплового сопротивления. Однако необходимо учитывать то, что охлаждающие щели могут быть препятствием магнитному потоку в сердечнике статора.

Использование «мокрого» статора является менее распространенным способом принудительного жидкостного охлаждения. Здесь жидкость с высоким коэффициентом теплопередачи, например гидравлическое масло, проходит через лобовые части обмотки якоря и пластины статора. Для предотвращения попадания жидкости в воздушный зазор применяется специальная втулка, как показано на рис. 4.4.

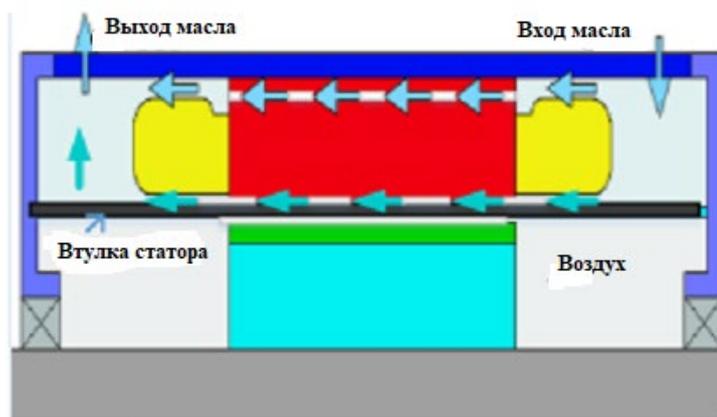


Рисунок 4.4. «Мокрая» система охлаждения статора

Такой подход к охлаждению делает минимальным тепловое сопротивление между теплоносителем и источником тепла, обеспечивая наилучшую теплопередачу, но технологически более труднореализуем.

Охлаждение ротора

Конструкция ТЭД с внутренним ротором обычно предполагает неудовлетворительную передачу тепла из-за воздушного зазора, который является изолирующим барьером на пути теплового потока. Плохая теплопередача приводит к перегреву ротора и уменьшению производительности ПМ. Для улучшения теплопередачи в закрытых машинах воздух может быть заменен средой с высокой теплопроводностью, т.е. водой или маслом. Двигатель оказывается полностью залит хладагентом, поверхности ротора и статора непосредственно омываются охлаждающей жидкостью. Однако метод прямого жидкостного охлаждения не является экономичным и практичным. Это связано с необходимостью соблюдения ряда дополнительных условий для уменьшения не только потерь на трение, но и рисков короткого замыкания и коррозии, что ведет к усложнению конструкции ротора и двигателя в целом.

Альтернативой является косвенный способ охлаждения ротора через полый вал. На рис. 4.5. представлен вариант такой системы охлаждения.

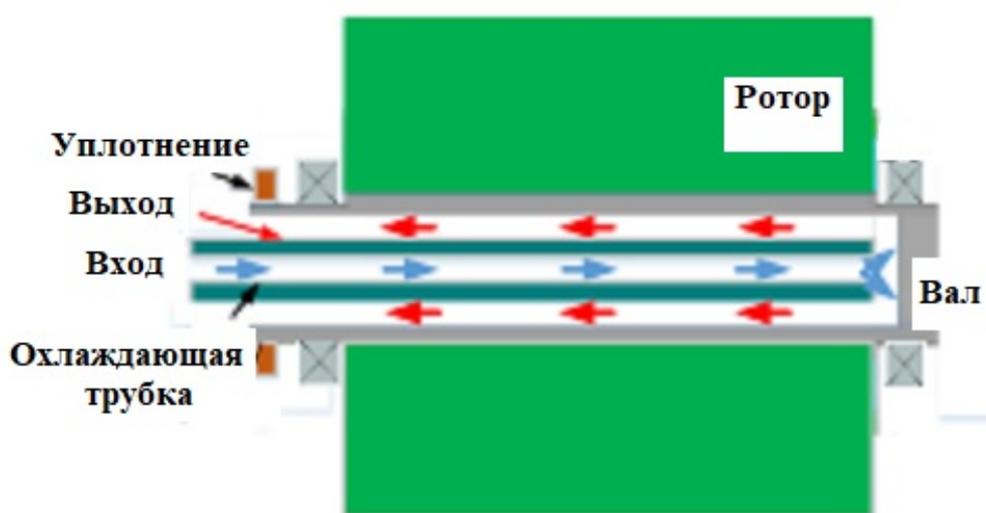


Рисунок 4.5. Система косвенного охлаждения ротора

Здесь охлаждающая жидкость подается в систему через муфту, соединенную со стационарной внутренней трубой и возвращается в зазор между инжекционной трубкой и полым валом. Характер теплообмена в системе охлаждения ротора является сложным. При вращении ротора возникает вторичный поток, обусловленный тем, что холодная и плотная жидкость в центре стремится двигаться радиально к внутренней стенке вала за счет центробежной и кориолисовой сил. Поэтому значения коэффициента конвекционной теплоотдачи для стационарного случая недействительны для расчета данного способа охлаждения ротора и для оценки эффекта вращения должно вводиться вращательное число Рейнольдса Re_r . Типичный вид конвективной зависимости для вращающегося потока может быть определен как

$$Nu = f(Pr, Re, Re_r) \quad (4.6)$$

$$Re_r = \frac{\rho L V_r}{\nu} \quad (4.7)$$

В исследованиях [90, 107] экспериментально и теоретически было показано, что вращение может значительно увеличить конвективный теплообмен в роторе по сравнению со стационарным состоянием.

Комбинированное охлаждение

В большинстве случаев двигатель может надежно работать при значительных перегрузках с применением какого-либо одного способа охлаждения. Однако в приложениях, требующих высоких удельных мощностей (тяговые двигатели), одного способа охлаждения может быть недостаточно для эффективного теплоотвода. Поэтому в системе жидкостного охлаждения применяется комбинированная приточно-вытяжная система [101]. На рис.4.6 приведены данные о среднем превышении температуры обмотки статора для 30 кВт тягового двигателя при использовании индивидуальной и комбинированной систем жидкостного охлаждения.

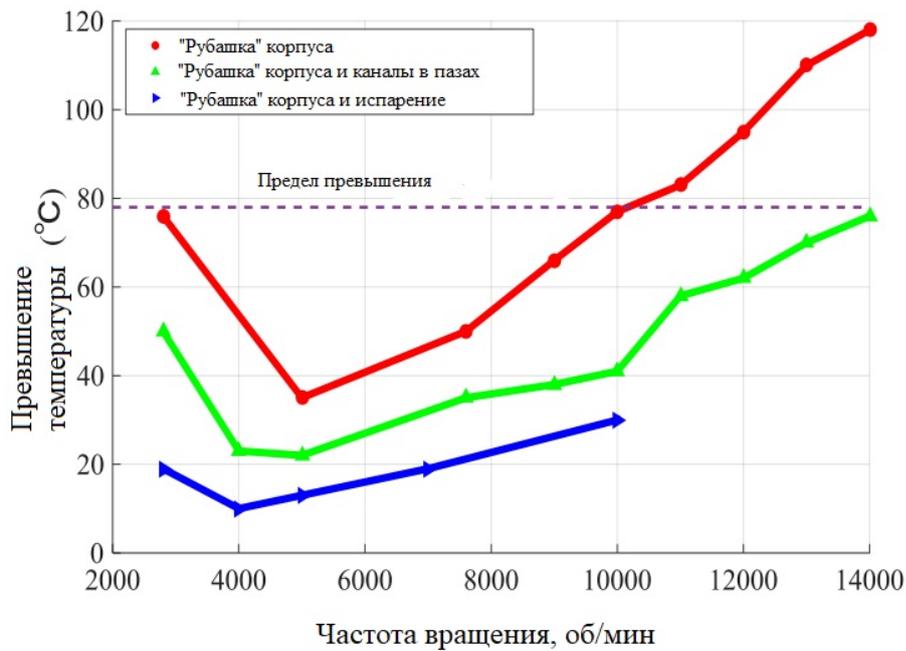


Рисунок 4.6. Сравнение производительности систем охлаждения

Очевидно, что комбинированные схемы охлаждения более эффективны, однако их использование в массовом производстве остается проблемным из-за сложности изготовления.

4.2. Методы оценки теплового состояния тяговых электрических двигателей

Известные методики теплового расчета электрических машин базируются на решении неоднородного дифференциального уравнения теплопроводности, которое в декартовой системе координат имеет вид

$$\frac{\partial u}{\partial t} - k \nabla^2 u = 0,$$

где k - постоянная, $\nabla = \left(\frac{\partial}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial z} \right)$ - оператор Лапласа.

Решение этого уравнения предполагает известными значения коэффициентов, входящих в составляющие процесса теплообмена нагретого тела с окружающей средой:

$$dQ_1 = q_V d\theta d\tau;$$

$$dQ_2 = C_V \rho \frac{\partial t}{\partial \tau} d\tau d\theta,$$

где q_V - удельная мощность внутренних тепловыделений, обусловленных потерями; C_V - удельная объемная теплоемкость; ρ - плотность.

Мощность теплового потока от электрической машины к охлаждающей среде в единицу времени пропорциональна превышению температуры над средой и обратно пропорциональна тепловому сопротивлению, которое складывается из сопротивления материала на пути теплового потока R_λ и сопротивления перехода тепла от нагретого тела к охлаждающей среде R_α

$$R_\lambda = \frac{\delta}{S_1 \cdot \lambda}; \quad R_\alpha = \frac{1}{\alpha \cdot S_2},$$

где δ - толщина материала в направлении теплопереноса; S_1 , S_2 - поверхности, через которую проходит тепловой поток и охлаждения соответственно, λ и α - коэффициенты теплопроводности и теплоотдачи с поверхности.

Существенный недостаток такого подхода – неопределенность коэффициентов теплопроводности элементов электрической машины и коэффициентов теплоотдачи с поверхности нагретых ее частей. В настоящее время для анализа теплового состояния электрических машин используются два метода: тепловых схем замещения и конечных элементов с применением программных пакетов численного моделирования *FEMM*, *ELCUT*, *ANSYS* и др. При этом указанный недостаток характерен для обоих методов. С целью уточнения коэффициентов теплопроводности и теплоотдачи расчёт выполняется на основе применения законов теплопроводности, а величины коэффициентов определяются экспериментально на физических моделях конкретных электрических машин.

4.2.1. Анализ теплового поля ТЭД на основе схемы замещения

Тепловая схема замещения (ТСЗ) получена на основе общепринятых допущений [34] и допущений, обусловленных особенностями теплосъема в ТЭД:

- теплосъем с поверхности охлаждаемых частей осуществляется посредством конвекции, теплоизлучением пренебрегаем;

- среды, участвующие в теплопереносе, однородные, а коэффициенты теплопередачи определяются геометрическими параметрами элементов ТЭД;

- тепловой поток направлен в соответствии с градиентом температуры, а теплоотдача осуществляется через корпус и подшипниковые щиты в случае косвенного воздушного охлаждения и дополнительно через каналы на внутренней поверхности корпуса в случае косвенного жидкостного охлаждения;

- аэродинамические и механические потери на трение сосредоточены в бесконечно тонких элементах поверхности ротора и подшипниковых опор.

Задача решалась для установившегося теплового состояния ТЭД. Известно, что аналитический расчет с использованием схемы замещения позволяет определить средние температуры отдельных частей ТЭД. Схема замещения ТЭД с косвенным воздушным охлаждением показана на рис. 4.7.

Данная ТСЗ получена соединением отдельных схем, соответствующих конструктивным элементам двигателя: статору и ротору. Ротор с точки зрения теплопередачи разделен на 2 части, являющимися источниками тепла со своими внутренними тепловыми сопротивлениями:

- сердечник и ПМ с источником тепловых потерь $p_{пм}$;

- наружная цилиндрическая поверхность ротора с источником тепловых потерь $p_{мех}$, обусловленных аэродинамическими потерями.

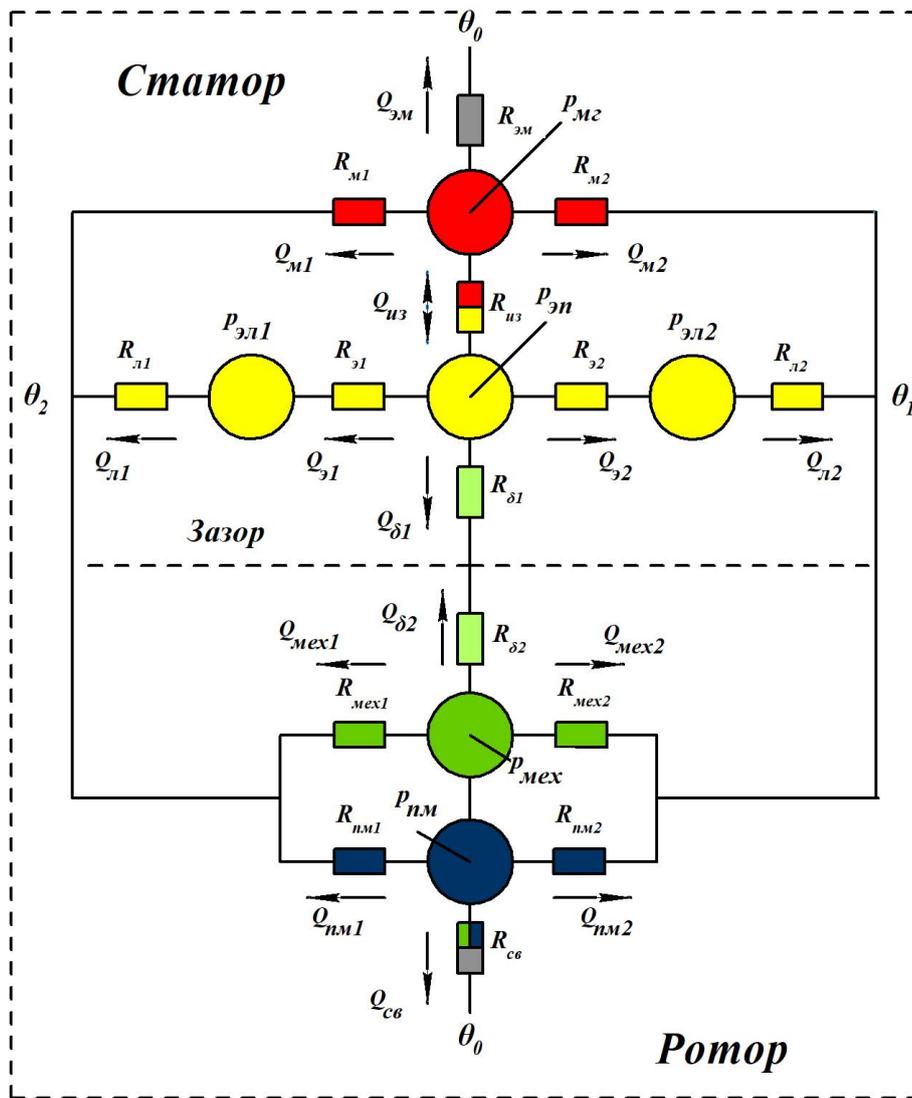


Рисунок 4.7. Тепловая схема замещения ТЭД

Эти источники определяют тепловые потоки, по которым выделяемые потери отводятся в окружающую среду. С учетом различного расположения активных элементов ротора по отношению к поступающему в машину хладагенту весь тепловой поток разделен на шесть отдельных составляющих:

- Q_{mex1} , Q_{mex2} - тепловые потоки аэродинамических потерь с перепадом температуры в тепловых сопротивлениях R_{mex1} , R_{mex2} ;
- Q_{nm1} , Q_{nm2} - тепловые потоки потерь в постоянных магнитах и сердечнике от вихревых токов с сопротивлениями R_{nm1} , R_{nm2} ;
- Q_{cv} - тепловой поток к валу, имеющему температуру, близкую к температуре окружающей среды, через сопротивление R_{cv} ;

- $Q_{\delta 2}$ - тепловой поток в радиальном направлении с наружной поверхности ротора к охлаждающему воздуху в зазоре с перепадом температуры в тепловом сопротивлении $R_{\delta 2}$, которое является общим для аэродинамических потерь, потерь в сердечнике и ПМ.

Область статора включает тепловые источники:

- $P_{\text{эн}}$ - электрические потери в проводниках пазовой части статора;
- $P_{\text{эл1}}, P_{\text{эл2}}$ - электрические потери в лобовых соединениях;
- $P_{\text{м2}}$ - магнитные потери в зубцах и спинке статора.

Тепловые потоки, обусловленные указанными тепловыделениями разделяются на следующие составляющие:

- $Q_{\text{из}}$ - тепловой поток к стенкам паза (или обратно, в зависимости от соотношения электрических и магнитных потерь) сердечника статора с перепадом температуры в тепловом сопротивлении изоляции паза $R_{\text{из}}$;

- $Q_{\text{э1}}, Q_{\text{э2}}$ - тепловые потоки от проводников в пазах с перепадом температуры в тепловых сопротивлениях обмотки вдоль проводников $R_{\text{э1}}, R_{\text{э2}}$;

- $Q_{\text{л1}}, Q_{\text{л2}}$ - тепловые потоки лобовых частей обмотки ротора с тепловыми сопротивлениями $R_{\text{л1}}, R_{\text{л2}}$;

- $Q_{\text{м1}}, Q_{\text{м2}}$ - тепловые потоки с поверхности сердечника статора, обусловленные магнитными потерями в зубцах и ярме с тепловыми сопротивлениями $R_{\text{м1}}, R_{\text{м2}}$;

- $Q_{\delta 1}$ - тепловой поток в радиальном направлении с внутренней поверхности статора к охлаждающему воздуху в зазоре с перепадом температуры в тепловом сопротивлении $R_{\delta 1}$, которое является общим для электрических и магнитных потерь;

- $Q_{\text{эм}}$ - тепловой поток через корпус с наружной поверхности сердечника статора к охлаждающей среде, обусловленный конвекцией и излучением с тепловым сопротивлением $R_{\text{эм}}$.

- θ_0 , θ_1 , θ_2 - температура окружающей среды, охлаждающей среды на входе и выходе.

При нагнетании хладагента с одной стороны машины температура на входе и выходе тракта различная, так как по мере прохождения хладагента вдоль магнитопровода происходит его подогрев. Это обстоятельство учтено в схеме замещения делением активной части ТЭД пополам в аксиальном направлении и введением соответствующих тепловых сопротивлений.

Источники тепловыделения

Поскольку эффективность расчета напрямую зависит от точности определения компонентов схемы замещения, потери в активных элементах ТЭД определялись посредством 2D моделирования магнитного поля в программном комплексе *Ansys Maxwell*. После определения индукции в различных элементах магнитопровода потери в сердечнике статора можно рассчитать по уравнению Штейнмеца

$$P_{мз} = k_h f B_m^n + k_e f^2 B_m^2 + k_a f^{1,5} B_m^{1,5}. \quad (4.8)$$

Потери в сердечнике ротора и постоянных магнитах от вихревых токов, вызванных высшими гармоническими магнитного поля в зазоре

$$P_{nm} = \frac{1}{T} \int_0^T \sum_{i=1}^k J_i^2 S_i \sigma^{-1} dt. \quad (4.9)$$

Электрические потери в обмотке с учетом скин-эффекта

$$P_{э} = P_{эн} + P_{эл1} + P_{эл2} = \rho_{\theta} l_{об} \iint (J_s + J_e)^2 ds. \quad (4.10)$$

В модели учтено влияние температуры на остаточный магнетизм ПМ и удельное электрическое сопротивление материала обмотки

$$B_{r\theta} = B_{r0} \left(1 - \frac{(\theta - \theta_0)}{100} \right); \quad (4.11)$$

$$\rho_{\theta} = \rho_0 (1 + \alpha(\theta - \theta_0)). \quad (4.12)$$

Аэродинамические потери от трения ротора о воздух можно оценить по выражениям

$$P_{\text{мех}} = c_f \pi \rho_v \omega^3 r_2^4 l_2; \quad (4.13)$$

$$c_f = \frac{0,0152}{Re_{\delta}^{0,24}}; \quad (4.14)$$

$$Re_{\delta} = \frac{\rho_v \omega r_2 \delta}{\mu}. \quad (4.15)$$

Тепловые сопротивления

Для проведения термического анализа требуется точный расчет тепловых сопротивлений схемы замещения, зависящих от величин коэффициентов конвекционного теплообмена, теплопроводности и контакта между различными материалами, что является очень сложной задачей, требующей трудоемкого *CFD* моделирования и обширных знаний в области гидромеханики. Поэтому для упрощения вычисления тепловых сопротивлений принято использовать критерии подобия, которые служат для оценки теплопередачи и теплопроводности.

В виде допущения предполагается, что различные источники тепла (потери) равномерно распределены в соответствующих тепловыделяющих элементах, а расчетные тепловые узлы расположены в их центре. Значения теплопроводностей различных элементов двигателя приведены в табл.4.2.

Теплопроводность материалов

Таблица 4.2

Материал	Теплопроводность	Значение, Вт/(мК)
Сплавы алюминия	λ_k	203
Шихтованный сердечник (радиальн.)	$\lambda_{ссп}, \lambda_{срр}$	46
Шихтованный сердечник (аксиальн.)	$\lambda_{сса1}, \lambda_{сса2},$ $\lambda_{сра1}, \lambda_{сра2}$	12,8
Шихтованный сердечник (окружнн.)	$\lambda_{ссо}$	33
Обмотка (окружн.)	$\lambda_{обо}$	0,41
Обмотка (аксиальн.)	$\lambda_{оба1}, \lambda_{оба2}$	386
Обмотка (радиальн.)	$\lambda_{обр1}, \lambda_{обр2}$	0,6
Постоянные магниты (<i>NdFeB</i>)	$\lambda_{нм1}, \lambda_{нм2}$	9...10
Постоянные магниты (<i>SmCo</i>)	$\lambda_{нм1}, \lambda_{нм2}$	13
Углеродистая сталь	λ_{σ}	61

Учитывая, что распределение потерь имеет как радиальную, так и осевую симметрию, расчетная модель может быть сокращена до одной двенадцатой, как показано на рис. 4.8.

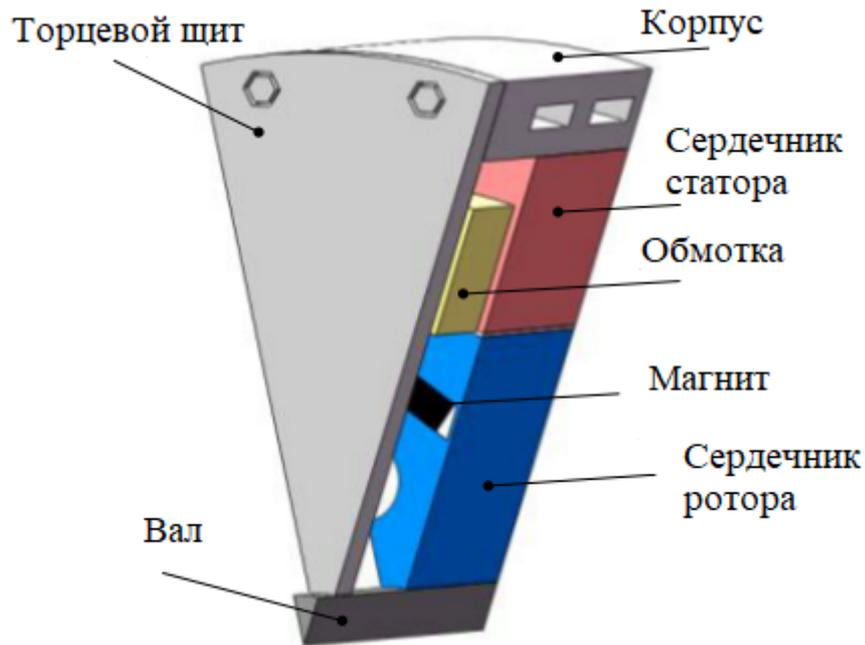


Рисунок 4.8. Сектор двигателя

При расчете тепловых сопротивлений воспользуемся геометрической моделью (рис.4.9) с указанными на ней размерами частей двигателя. При этом заменяем реальный ПМ эквивалентным, имеющим вид сектора.

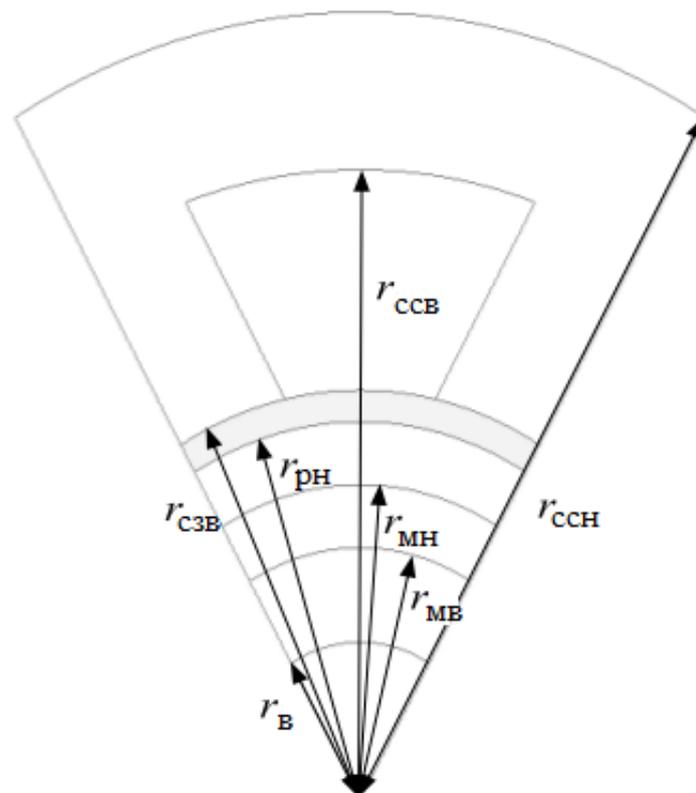


Рисунок 4.9. Размерная модель для расчета тепловых сопротивлений

На рис.4.9 $r_{cсв}$, $r_{cсн}$, $r_{cзв}$, $r_{рн}$, $r_{мн}$, $r_{мв}$, $r_{в}$ - радиусы: внутренний сердечника статора; наружный сердечника статора; внутренний зубцов статора; наружный сердечника ротора; наружный эквивалентного магнита; внутренний эквивалентного магнита; вала.

Выражения для расчета тепловых сопротивлений сведены в табл. 4.3.

Тепловые сопротивления

Таблица 4.3

Сопротивление	Формула
$R_{эм}$	$\frac{(r_{cсн} - r_{cсв})}{\pi(r_{cсн}^2 - r_{cсв}^2)\lambda_{cср} \cdot l} + \frac{(r_{cсв} - r_{cзв})}{2 \cdot b_3 z \lambda_{cср} l} + \frac{h_k}{\pi r_{cсн}^2 \lambda_k l} + \frac{1}{2\pi(r_{cсн} + h_k) \cdot \alpha_v}$
$R_{м1}$	$\frac{l}{2(\pi(r_{cсн}^2 - r_{cсв}^2) + (r_{cсв} - r_{cзв})b_3 z) \cdot \lambda_{cca1}}$
$R_{м2}$	$\frac{l}{2(\pi(r_{cсн}^2 - r_{cсв}^2) + (r_{cсв} - r_{cзв})b_3 z) \cdot \lambda_{cca2}}$
$R_{уз}$	$\frac{1}{(((r_{cсв} - r_{cзв})(b_{n \max} + b_{n \min})/2)\lambda_{обо} + b_3 \lambda_{cco})l}$
$R_{э1}$	$\frac{l}{2((r_{cсв} - r_{cзв})(b_{n \max} + b_{n \min})/2)\lambda_{оба1}}$
$R_{э2}$	$\frac{l}{2((r_{cсв} - r_{cзв})(b_{n \max} + b_{n \min})/2)\lambda_{оба2}}$
$R_{л1}$	$\frac{l_l}{((r_{cсв} - r_{cзв})(b_{n \max} + b_{n \min})/2)\lambda_{обр1}}$
$R_{л2}$	$\frac{l_l}{((r_{cсв} - r_{cзв})(b_{n \max} + b_{n \min})/2)\lambda_{обр2}}$
R_{mex1}	$\frac{l}{2\pi((r_{мв}^2 - r_{в}^2) + (r_{рн}^2 - r_{мн}^2))\lambda_{cра1}}$

R_{mex2}	$\frac{l}{2\pi((r_{m\delta}^2 - r_{\delta}^2) + (r_{pH}^2 - r_{mH}^2))\lambda_{cpa2}}$
R_{nm1}	$\frac{l}{2\pi(r_{mH}^2 - r_{m\delta}^2)\lambda_{nm1}}$
R_{nm2}	$\frac{l}{2\pi(r_{mH}^2 - r_{m\delta}^2)\lambda_{nm2}}$
$R_{c\delta}$	$\left(\frac{\ln(r_{m\delta}/r_{\delta})}{\lambda_{cpr}} + \frac{\ln r_{\delta}}{\lambda_{\delta}}\right)/2\pi l + \frac{\delta_{\delta}}{2\pi r_{\delta}\lambda_{\delta}l}$
$R_{\delta1}$	$(r_{cc\delta} - r_{c\delta\delta})/(4\lambda_{cpr}l(b_3/(b_3 + (\frac{b_{n\max} + b_{n\min}}{2}))) +$ $(\ln(r_{cc\delta}/(r_{cc\delta} + r_{c\delta\delta}))/2)/2\pi\lambda_{обр}l + R_{\alpha1}$
$R_{\delta2}$	$(\ln(r_{pH}/r_{mH})/\lambda_{cpr} + \ln(r_{mH}/r_{m\delta})/\lambda_{nm})2\pi l + R_{\alpha2}$

Сопротивления теплоотдачи от поверхностей сердечников статора $R_{\delta1}$ и ротора $R_{\delta2}$ охлаждающему воздуху в зазоре при осевом движении среды определяются режимом течения хладагента с помощью критериев подобия. В случае нагнетания воздуха в машину с одной стороны, по мере движения в зазоре происходит его подогрев. Таким образом, тепловыделяющие части ТЭД находятся в не равных условиях с позиции теплопередачи и теплосъема. В предложенной модели это учитывается разной величиной коэффициентов теплоотдачи и теплопередачи на входе и выходе хладагента.

На рис.4.10 приведен алгоритм расчета теплового состояния ТЭД на основе схемы замещения, отличающийся наличием уточняющих итерационных циклов:

- с учетом того, что остаточная намагниченность ПМ и удельное электрическое сопротивление меди чувствительны к температуре, температура магнита и обмотки выбраны в качестве расчетных факторов;

- далее при заданной температуре, определяются потери ТЭД, тепловые сопротивления схемы замещения и температура частей двигателя;

- в соответствии с постулатом о сохранении энергии в ТЭД величина теплового потока принята за индикатор сходимости. После определения температуры частей машины относительную разницу теплового потока между двумя итерационными вычислениями можно оценить как:

$$\Delta Q_i = |Q_i - Q_{i-1}|,$$

а условие сходимости процесса вычислений

$$\frac{|Q_{i+1} - Q_i|}{Q_{i+1}} \leq \varepsilon \quad (4.16)$$

- если условие (4.16) не выполняется, температуры магнита и обмотки обновляются по выражениям

$$\theta_{i+1} = \frac{(\theta_i \cdot \Delta\theta_{i-1} + \theta_{i-1} \cdot \Delta\theta_i)}{(\Delta\theta_i + \Delta\theta_{i-1})}$$

до тех пор, пока не будет выполнено условие сходимости.

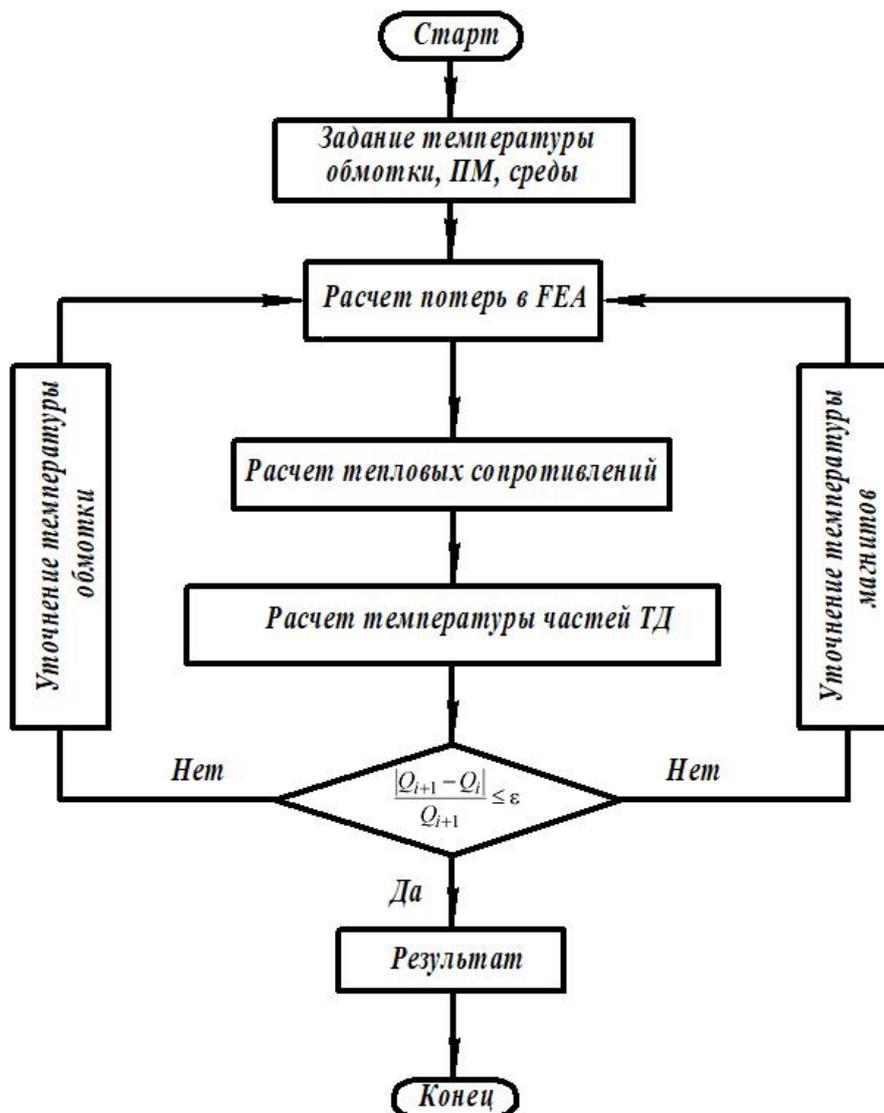


Рисунок 4.10. Алгоритм теплового расчета

Расчетная погрешность ε в (4.16) может быть скорректирована исходя из требуемой точности.

4.2.2. Расчет температурного поля ТЭД МКЭ

Для определения температурного поля ТЭД и подтверждения адекватности аналитической модели на основе тепловой схемы замещения было произведено численное *3D* моделирование нестационарной теплопередачи. Модель ТЭД (рис.4.11) представляет собой однополюсный сегмент машины с учетом радиальной симметрии. Полагаем, что остальные полюсы находятся в идентичных тепловых условиях.

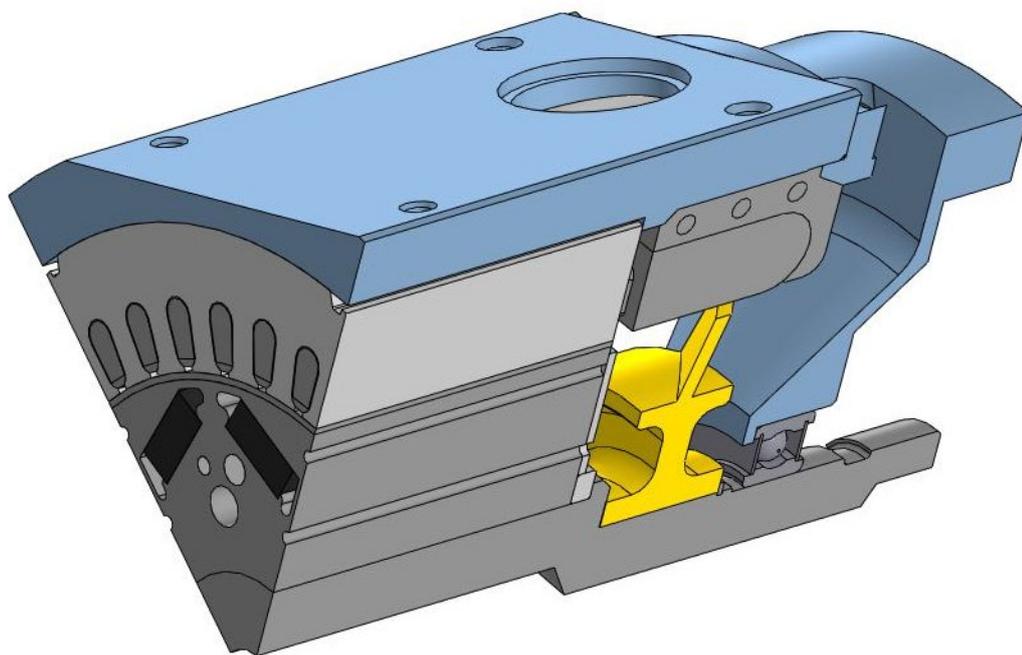


Рисунок 4.11. Геометрическая модель тягового двигателя

В аксиальном направлении рассматривалась половина машины со стороны выводных концов обмотки, так как именно здесь лобовые части имеют больший вылет и обдуваются уже подогретым воздухом, прошедшим по всей активной длине через зазор и вентиляционные каналы. Поэтому резонно предположить, что

с этой стороны обмотка имеет худшие условия охлаждения. На геометрической модели для интенсификации теплоотдачи от лобовых частей обмотки применено их капсулирование.

Тепловыделения, теплопроводности основных элементов машины и коэффициенты теплоотдачи задавались в соответствии с ожидаемой температурой, номенклатурой материалов и требуемым расходом хладагента. Для получения приемлемого результата по температуре отдельных частей ТЭД был решен ряд задач с различным расходом хладагента. На рис.4.12 представлены результаты моделирования при частоте вращения 4200 об/мин.

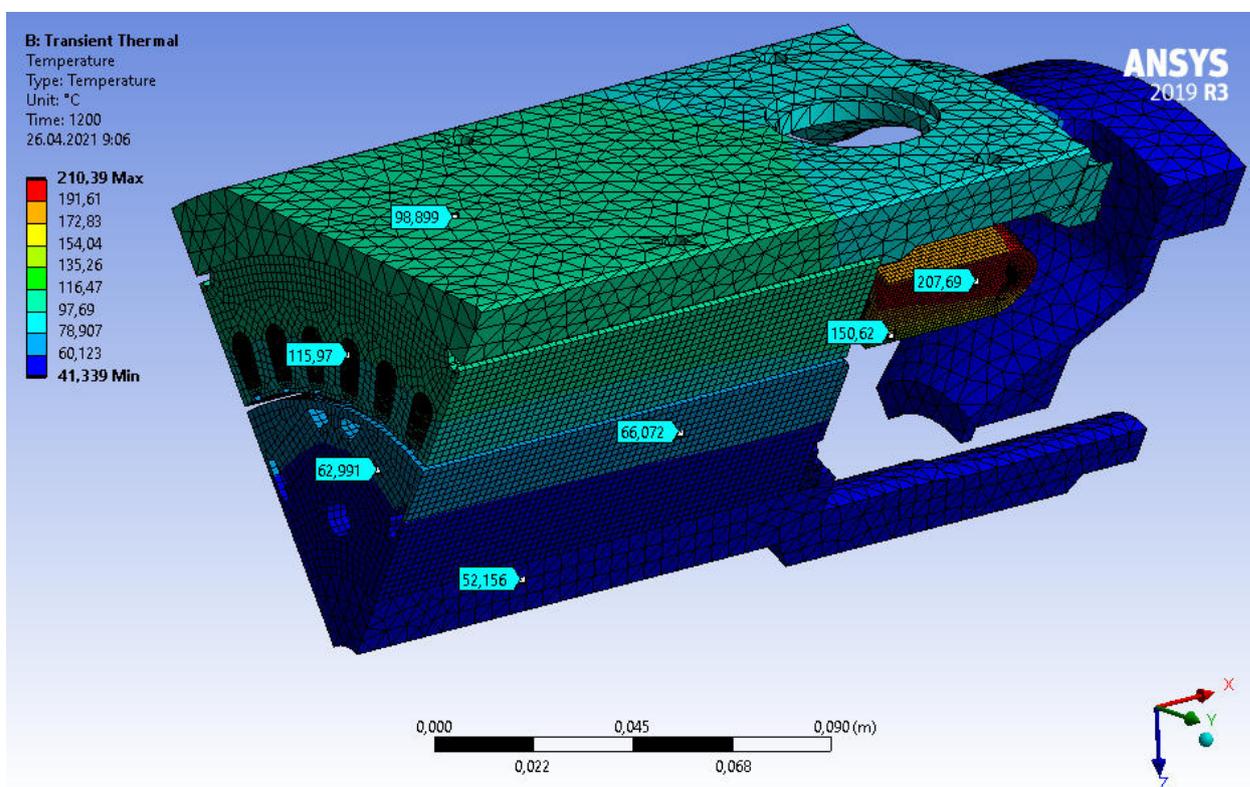


Рисунок 4.12. Температурное поле ТЭД

Анализ показал, что наиболее нагретой частью являются лобовые части обмотки статора. Температурное состояние, представленное на рис.4.12 достигается при расходе воздуха $Q = 0,167 \text{ м}^3 / \text{с}$. Для создания такого расхода необходимое давление составит $H = 5 \cdot 10^4 \text{ Па}$, что потребует мощности

$P_{вент.} = Q \cdot H = 8400$ Вт. Данный вариант не может быть рекомендован для технической реализации из-за высоких потерь на охлаждение.

Для повышения теплопроводности в зоне лобовых частей предложено их капсулирование композитным металлизированным компаундом. При моделировании были использованы следующие теплофизические характеристики материала капсулы:

теплопроводность $\lambda_{кап} = 3 \frac{Вт}{м \cdot К}$; теплоемкость

$c_{кап} = 1000 \frac{Дж}{кг \cdot ^\circ C}$; плотность $\gamma_{кап} = 1000 \frac{кг}{м^3}$

Результаты моделирования представлены на рис.4.13.

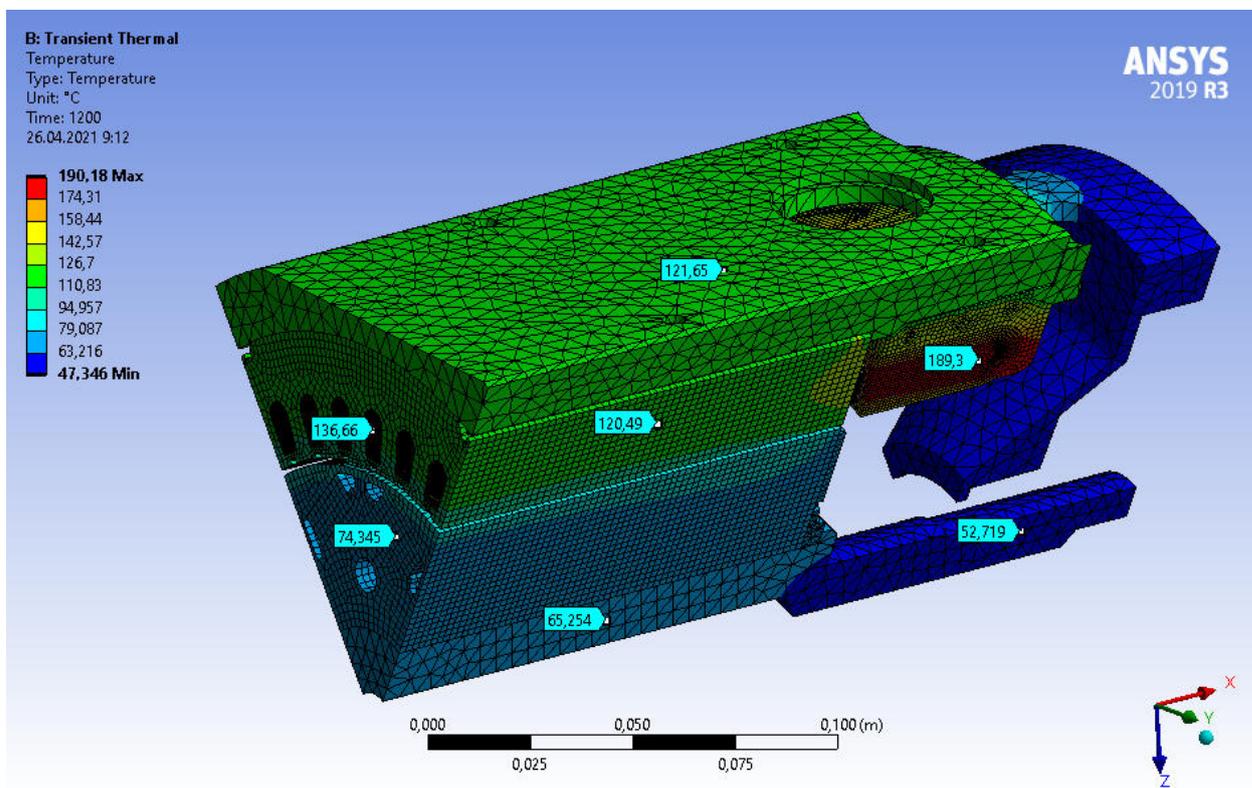


Рисунок 4.13. Температурное поле при капсулировании лобовых частей обмотки

Температурное состояние, полученное при расчете и показанное на рис.4.13 достигается при расходе воздуха $Q = 0,05 м^3 / с$ $м^3/с$. При этом потери давления в охлаждающем тракте машины $H = 4974$ Па и мощность потерь на охлаждение $P=250$ Вт, что является вполне приемлемым результатом. Подробные

исследования интенсификации охлаждения посредством капсулирования лобовых частей представлены в [12].

На рис.4.14 показаны зависимости максимальной температуры лобовых частей обмотки от времени, полученные при решении нестационарной тепловой задачи в пакете конечно-элементного моделирования *AnsysFluent*.

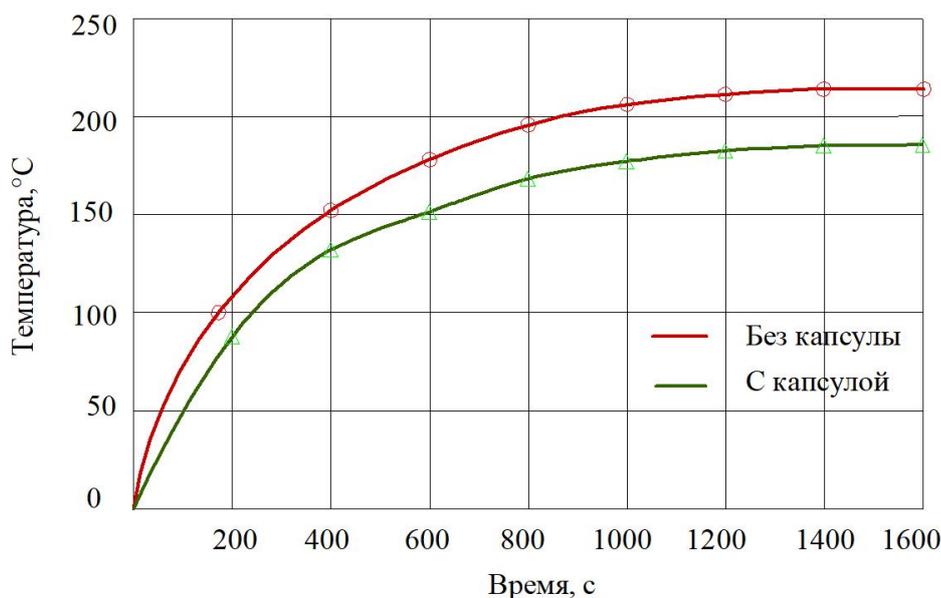


Рисунок 4.14. Максимальная температура лобовых частей обмотки

Из рисунка видно, что к получасу работы ТЭД температура его активных частей приближается к установившемуся значению, а для охлаждения тягового двигателя при воздушном охлаждении может быть рекомендован вариант с капсулированием лобовых частей обмотки.

С целью подтверждения адекватности аналитической модели теплового расчета проведено сравнение данных о средней температуре частей ТЭД, полученных из расчета ТСЗ с данными моделирования. Результаты сравнения приведены на диаграмме рис. 4.15.

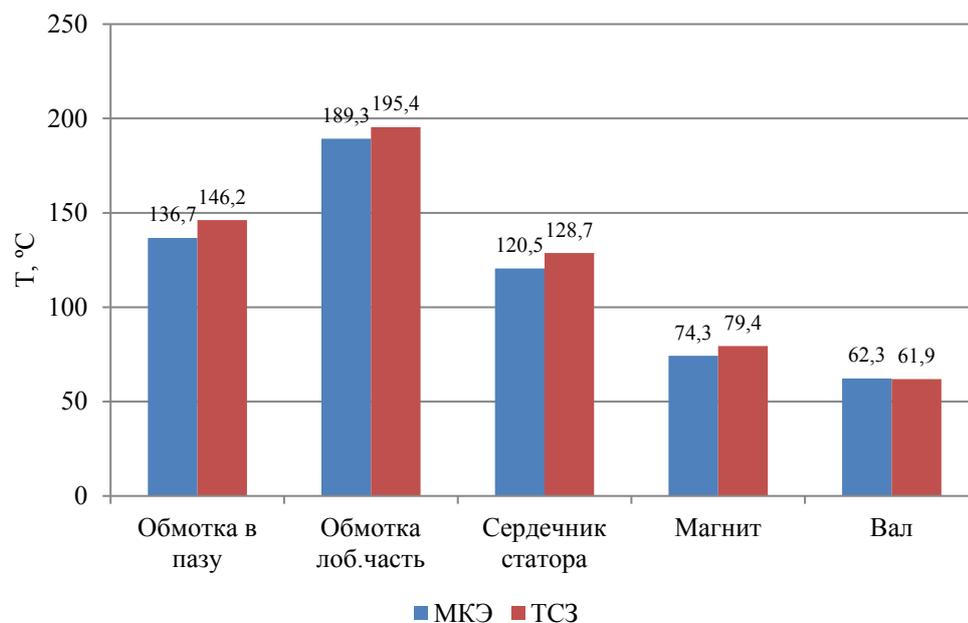


Рисунок 4.15. Результаты теплового расчета ТЭД по ТСЗ и МКЭ

Максимальная разница МКЭ и ТСЗ расчетов составляет 7,7%, что указывает на пригодность разработанной ТСЗ для предварительной оценки теплового состояния на стадии проектирования и при оптимизации двигателя, когда требуется обрабатывать большие массивы данных в области независимых переменных и малое время расчета одного варианта.

4.3. Температурные испытания ТЭД на физической модели

Для проверки теоретических положений были осуществлены температурные испытания опытного образца двигателя, фото которого приведено на рис.4.16.

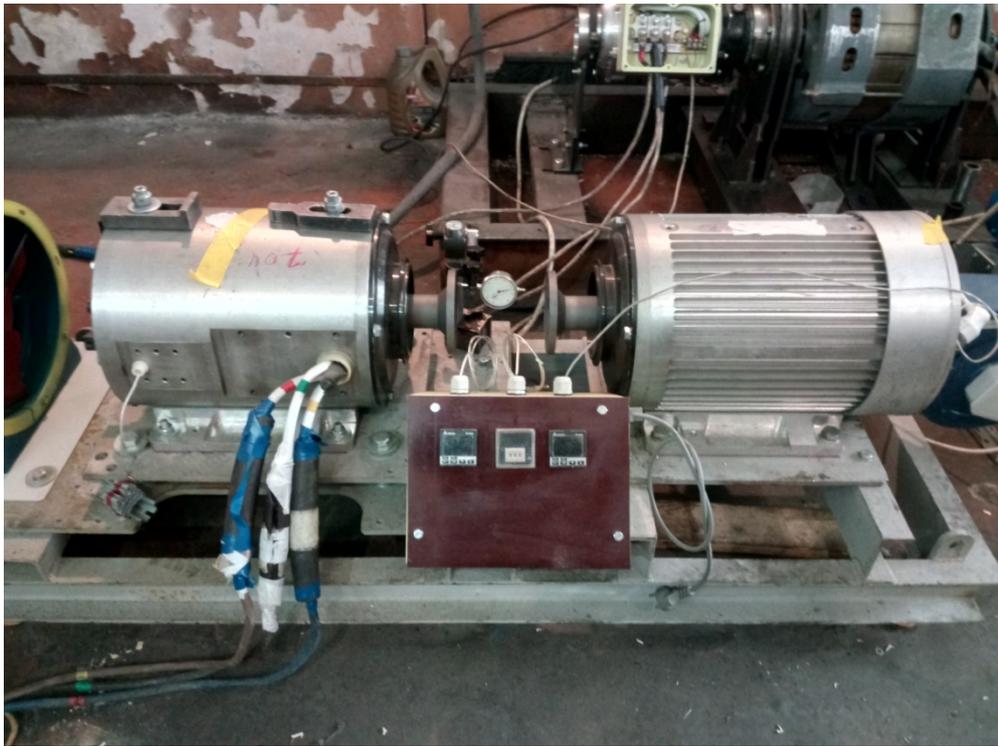


Рисунок 4.16

В ходе испытаний двигатель был установлен на стенд, механически соединен с нагрузочным генератором и подключен к преобразователю частоты «*Delta VFD 2000*» мощностью 110 кВт. На ТЭНах нагрузочного генератора установлена нагрузка 180А, эквивалентная номинальной нагрузке ТЭД. Регистрация температуры проводилась в непрерывном режиме с помощью термодатчиков, установленных в различных частях ТЭД, в соответствии со схемой на рис. 4.17.

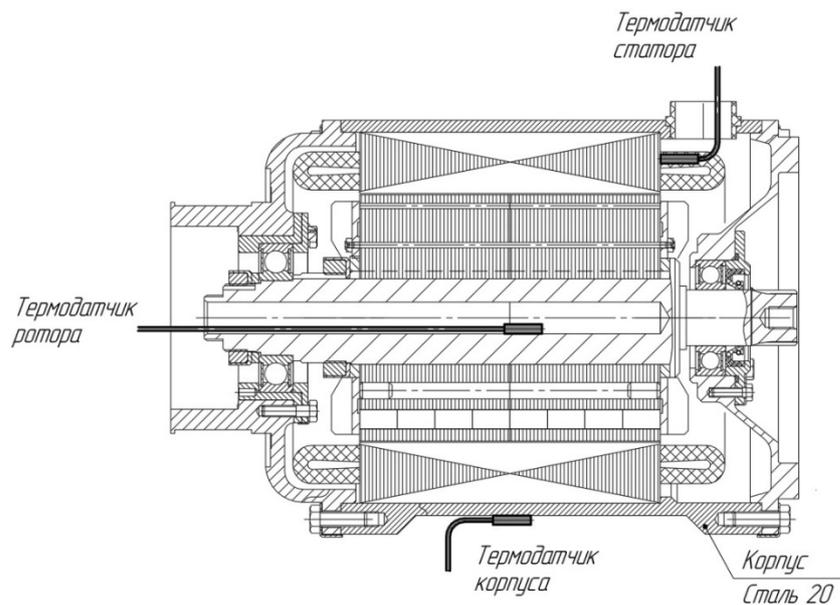


Рисунок 4.17. Схема размещения датчиков температуры

Испытаниям были подвергнуты двигатели с корпусом из разных материалов: сталь 20, сплав алюминия.

На рис. 4.18. показана циклограмма изменения тока, напряжения и частоты при испытаниях, длительность которых составила 1200 сек.

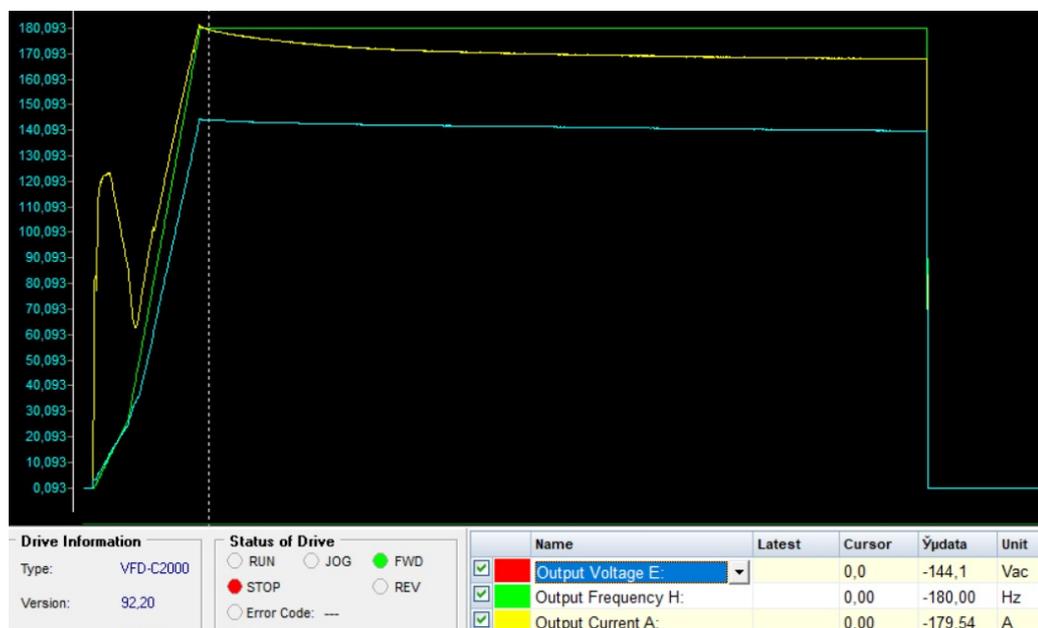


Рисунок 4.18. Циклограмма термических испытаний

Результаты температурных испытаний сведены в табл. 4.4.

Температурные испытания ТЭД

Таблица 4.4

Материал корпуса Сталь20

Время, с	100	200	300	400	500	600
Температура обмотки, °C	72,0	111,6	131,1	158,4	165,3	177,2
Время, с	700	800	900	1000	1100	1200
Температура обмотки, °C	179,8	190,4	199,0	204,4	206,1	207,5

Материал корпуса Алюминий

Время, с	100	200	300	400	500	600
Температура обмотки, °C	47,2	83,1	114,9	129,7	140,8	150,0
Время, с	700	800	900	1000	1100	1200
Температура обмотки, °C	159,4	167,1	170,9	173,2	174,7	174,9

Сравнение результатов эксперимента и расчетов по ТСЗ показало, что максимальное расхождение составляет не более 4%. Отработка модели теплового расчета проводилась на системе принудительного открытого воздушного охлаждения. С такой же системой изготовлен и испытан опытный образец двигателя. Приемлемая точность разработанных в диссертации моделей теплового расчета (ТСЗ, МКЭ) позволяет распространить их применение на ТЭД с более интенсивными системами охлаждения – жидкостного, комбинированного.

Выводы по главе 4

1. Анализ способов охлаждения ТЭД показал, что наиболее приемлемыми вариантами построения системы охлаждения являются принудительное воздушное или жидкостное охлаждение с «водяной рубашкой» статора.

2. При оценке теплового состояния ТЭД за основу взят метод тепловых схем замещения (ТСЗ), как имеющий разработанную теоретическую базу и требующий минимальных вычислительных ресурсов.

3. Разработана ТСЗ ТЭД и осуществлен расчет температуры его частей в соответствии с алгоритмом, отличающимся наличием уточняющих итерационных циклов, в ходе которых учтено изменение электромагнитных свойств активных материалов (ПМ и обмотки) при нагревании.

4. Для подтверждения адекватности ТСЗ проведено 3D – моделирование МКЭ, показавшее пригодность аналитической модели для предварительной оценки теплового состояния ТЭД с воздушным охлаждением на стадии проектирования и при оптимизационных расчетах (расхождения не более 8%).

5. Испытания на нагрев, проведенные на опытном образце, полностью подтвердили корректность принятых допущений и обоснованность теоретических положений методики оценки теплового состояния ТЭД.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В диссертации решена задача разработки тягового электродвигателя на основе синхронной машины с постоянными магнитами для коммерческого транспорта.

Основные научные и практические результаты диссертации:

1. Обоснована рациональность применения синхронной электрической машины с магнитоэлектрическим возбуждением и инкорпорированными постоянными магнитами в качестве тягового двигателя транспортного средства малой грузоподъемности с электрическим или гибридным приводом.

2. На основе стандартного ездового цикла сформулированы требования к тяговому двигателю транспортного средства с параллельной и последовательной трансмиссией.

3. Определены базовые параметры электромагнитного расчета ТЭД и границы их изменения в процессе проектирования, разработаны алгоритм и методика электромагнитного расчета по критерию максимальной величины электромагнитного момента.

4. Проведена параметрическая оптимизация якоря, по результатам которой установлено, что ТЭД с распределенной обмоткой создает в 2,5 раза больший реактивный момент, имеет в 1,8 раза меньшие пульсации электромагнитного момента и одинаковые показатели по качеству противоЭДС и уровню КПД по сравнению с ТЭД с сосредоточенной обмоткой.

5. Предложена методика расчета объема ПМ, позволяющая учесть форму магнитов и их расположение в индукторе. Осуществлена оптимизация объема ПМ, в результате которой определена величина угла опережения $\psi = 30...40^\circ$ эл., обеспечивающего максимум электромагнитного момента.

6. Разработана тепловая схема замещения ТЭД и осуществлен расчет температуры его частей в соответствии с алгоритмом, отличающимся наличием уточняющих итерационных циклов, в которых учтено изменение электромагнитных свойств активных материалов (ПМ, обмотка) при вариации температуры.

7. Осуществлено *3D* – моделирование теплового поля ТЭД с воздушным принудительным охлаждением и испытания на нагревание, показавшие состоятельность использования тепловых схем замещения для предварительной оценки теплового состояния ТЭД на стадии проектирования и при оптимизационных расчетах (расхождения не более 7%).

8. На основании теоретических положений и практических рекомендаций разработан, изготовлен и испытан опытный образец тягового двигателя, превосходящий на 3,4% по удельной мощности и 1,1% по КПД отечественный аналог.

Перспективы дальнейшей разработки темы

Проведенные исследования завершают начальный этап работ по созданию тягового электропривода для ТС малой грузоподъемности. Разработка тягового двигателя является пусть основной, но все же составной частью большого проекта отечественной автомобильной промышленности. Направления развития данной научной тематики видятся в следующем:

- разработка системы проектирования ТЭД, базирующейся на междисциплинарном подходе к анализу электромеханического преобразователя;
- согласование двигательного и генераторного режимов работы с учетом динамики ТС;
- разработка инвертора и анализ работы ТЭД и системы управления, как единого объекта;
- внедрение результатов исследований в серийное производство на профильных предприятиях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Акимов, С.В. Электрооборудование автомобилей /С.В. Акимов, Ю.П. Чижков // Учебник для ВУЗов. – М.: ООО «Книжное издательство «За рулем», 2007. – 336 с.
2. Алямкин, Д.И. Направления развития и оптимизации систем электроприводов городского гибридного и электрического транспорта / А.С. Анучин, В.Ф. Козаченко, М.М. Лашкевич, В.Н. Остриров // Электротехника. 2015. № 1. С. 5-8.
3. Анучин А.И. Разработка цифровых систем эффективного управления комплектов тягового электрооборудования гибридных электрических транспортных средств: Автореф... дис. докт. техн. наук. – Москва: МЭИ, 2018. – 41 с.
4. Бабицкий, Д.Ю. Способы улучшения гармонического состава магнитного поля в электрических машинах с дробными зубцовыми обмотками / Д.Ю. Бабицкий, Д.М. Топорков, А.Г. Приступ, З.С. Темлякова // Электротехника. 2021. № 6. С. 31-36.
5. Балагуров, В.А. Новые магнитные материалы и разработка магнитоэлектрических машин // Тр. МЭИ. Применение постоянных магнитов в электромеханических системах. 1982. вып. 562. С. 6-13.
6. Балагуров, В.А. Предельная мощность синхронных генераторов с постоянными магнитами / Электротехника. 1983. №5. С. 22-24.
7. Балагуров, В.А. Проектирование специальных электрических машин переменного тока: Учеб. пособие для студентов вузов. – М.: Высш. школа, 1982. – 272 с.
8. Балагуров, В.А. Электрические машины с постоянными магнитами / В.А. Балагуров, Ф.Ф. Галтеев, А.Н. Ларионов // М.-Л. Издательство "Энергия", 1964, – 480 с.
9. Бертинов, А.И. Специальные электрические машины (Источники и преобразователи энергии) / А.И. Бертинов, Д.А. Бут, С.Р. Мизюрин - М.: Энергоатомиздат, 1982. - 552 с.

10. 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.
11. Беспалов, В.Я. Электромагнитные силы синхронных машин с постоянными магнитами / М.Е. Коварский, А.О. Сидоров // Труды XVII Международной конференции "Электромеханика, Электротехнологии, Электротехнические Материалы и Компоненты". 2018. С. 99-100.
12. Борисенко, А.И. Охлаждение промышленных электрических машин / А.И. Борисенко, О.Н. Костиков, А.И. Яковлев -М.: «Энергоатомиздат», 1983 г., - 296 с.
13. Бут, Д.А. Бесконтактные электрические машины. М.: Высшая школа, 1985. – 255с.
14. Вавилов, В.Е. Ограничения при проектировании бесконтактных электрических машин с постоянными магнитами / В.Е. Вавилов, Е.А. Ематин // Молодежный вестник Уфимского государственного авиационного технического университета. 2019. № 1. С. 29-34.
15. Вавилов, В.Е. Анализ производительности конструкций дисковых высокоскоростных генераторов / В.Е. Вавилов, Ф.Р. Исмагилов, И.Ф. Саяхов, Е.А. Ематин // Авиакосмическое приборостроение. 2019. № 8. С. 3-12.
16. Вентильные реактивные электродвигатели / генераторы (Switched Reluctance Motors / Generators) / Каскод-Электро: инновационно-техническая фирма. – URL: http://www.kaskod.ru/produkt/motorsrm/srm_article01/ (дата обращения: 5.10.2020). – Текст: электронный.
17. Верещагин, В.Е. Нейронно-сетевое оптимальное многокритериальное проектирование вентильных двигатель-генераторных электрических машин / "Электромеханика" 2007г. №6 с. 9 – 12
18. Верещагин, В.Е. Приемы программной методики автоматизированного проектирования и визуального моделирования геометрии

магнитной системы вентильной двигатель-генераторной установки / Вестник СамГУПС. 2012г. №3. с. 86 – 90

19. Верещагин, В.Е. Система автоматизированного расчета и построения частей магнитной системы вентильной двигатель-генераторной установки для производства опытных образцов / В.Е. Верещагин, С.А. Рожнов // Вестник СамГУПС. 2012г. №4. С. 81 – 86

20. Верещагин, В.Е. Структура системы автоматизированного проектирования вентильных электрических машин с экспертной подсистемой / В.Е. Верещагин, С.С. Верещагина // Известия высших учебных заведений. Электромеханика 2014г. №5. С. 17-21.

21. Высоцкий, В.Е. Бесконтактные двигатели-генераторы с позиционно-зависимым управлением для комбинированных силовых установок автотранспортных средств / В.Е. Высоцкий, В.Е. Верещагин // Автоматизированный электропривод. Сб. тр. межд. науч.- техн. конф. Магнитогорск, 2004. МЭИ. с. 74 76

22. Высоцкий, В.Е. Вентильный стартер-генератор для автотракторного электрооборудования / В.Е. Высоцкий, В.Е. Верещагин // Энергосбережение – теория и практика. Сб. тр. первой всероссийской школы-семинара молодых ученых и специалистов. Москва, 2002 г. с. 69 – 71

23. Высоцкий, В.Е. Система автоматизированного проектирования вентильных двигателей постоянного тока / В.Е. Высоцкий, П.В. Тулупов, В.Е. Верещагин // Электричество. №10. 2003 г. с.25-36.

24. Ганджа, С.А. Оптимальное проектирование электроприводов на базе вентильных электрических машин с аксиальным зазором / Вестник Южно-Урал. гос. ун-та. Серия «Энергетика». 2009. Вып.12. №34. С.68 – 72.

25. Ганджа, С.А. Разработка инженерной методики расчета магнитных систем с постоянными магнитами на основе метода конечных элементов / С.А. Ганджа, Д.С. Аминов, Б.И. Косимов, Р.Р. Ниматов // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета.

Электротехника, информационные технологии, системы управления. 2019. № 29. С. 58-74.

26. Геча, В.Я. Применение метода конечных суперэлементов для расчета электромагнитного поля магнитоэлектрической машины. Вопросы электромеханики. / В.Я. Геча, А.Б. Захаренко // Труды ВНИИЭМ. 2008. Т. 106. С. 19-23.

27. Денисенко, В.И. Математическое моделирование многофункциональных совмещенных возбуждающих устройств в фазных координатах / В.И. Денисенко, С.Ю. Макаров, А.Т. Пластун // Екатеринбург: Изд-во Урал. ун-та, 2017. — 180 с.

28. Дмитриевский, В.А. Конечноэлементная модель электрической машины с переключением потока для исследования динамических режимов работы // В.А. Дмитриевский, В.А. Прахт, Ф.Н. Сарпулов, В.А. Климарев / Электротехника. 2012. № 3. С. 7-13.

29. Захаренко, А.Б. Проектирование синхронной электрической машины с постоянными магнитами, намагниченными по схеме хальбаха. Вопросы электромеханики / А.Б. Захаренко, А.К. Надкин, К.С. Осикова // Труды ВНИИЭМ. 2020. Т. 174. № 1. С. 15-18.

30. Зверев, Я.А. Анализ теплового состояния тягового асинхронного двигателя гибридного транспорта / Я.А. Зверев, Ю.Б. Казаков // «Энергия-2015». Десятая Международная научно-техническая конференция студентов, аспирантов и молодых учёных. Сборник конкурсных докладов. 2015. С. 126-127.

31. Зубков, Ю.В. Температурный режим магнитоэлектрического стартера при пуске газотурбинного двигателя / Ю.В. Зубков, Ю.Н. Иванников, Д.О. Буйлова // Актуальные проблемы энергетики АПК. материалы VII международной научно-практической конференции. Под общей редакцией Трушкина В.А., 2016. С. 74-76.

32. Зубков, Ю.В. Исследование работы интегрированного стартер-генератора при запуске двигателя внутреннего сгорания / Ю.В. Зубков, В.Е.

Верещагин, С.Ю. Кауров // Вестник Самарского государственного технического университета. Серия Технические науки. 2020. №3(67), С. 125-138.

33. Зубков, Ю.В. Проектирование активной зоны якоря тягового двигателя / Ю.В. Зубков, В.Е. Верещагин // Вестник Самарского государственного технического университета. Серия: Технические науки. 2022 г. 2-е полугодие. Том 30, №4 С. 102 – 114.

34. Иванов - Смоленский, А.В. Электрические машины. – М.: Энергия, 1980. – 928 с.

35. Иванов-Смоленский, А.В. Применение конечно-элементных моделей при учебном проектировании синхронных машин / А.В. Иванов-Смоленский, В.И. Гончаров, Наинг Тун Тейн // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. 2010. № 2.С. 71-76.

36. Ивоботенко, Б.А. Планирование эксперимента в электромеханике / Б.А. Ивоботенко, Н.Ф. Ильинский, И.П. Копылов - М.: Энергия, 1975. – 184с.

37. Исмагилов, Ф.Р. Высокооборотный синхронный стартер-генератор для безредукторных вспомогательных силовых установок / Ф.Р. Исмагилов, А.А. Герасин, В.Е. Вавилов, Г.С. Зиннатуллина // Электротехнические системы и комплексы. 2020. № 1 (46). С. 19-27.

38. Исмагилов, Ф.Р. Исследование синхронных электродвигателей с постоянными магнитами и асинхронным пуском / В.Е. Вавилов, В.И. Бекузин, В.В. Айгузина // Электроника и электрооборудование транспорта. 2018. № 1. С. 26-30.

39. Исмагилов, Ф.Р. Электромагнитный и тепловой анализ электрических машин из композитных материалов. Вестник Московского энергетического института / Ф.Р. Исмагилов, В.Е. Вавилов, И.Ф. Саяхов, Е.А. Ематин // Вестник МЭИ. 2020. № 2. С. 52-61.

40. Казаков, Ю.Б. Исследование взаимосвязанных электромеханических процессов в системе асинхронный двигатель - генератор с общим валом. Исследование взаимосвязанных электромеханических процессов в системе тяговый асинхронный двигатель - асинхронный генератор с общим валом на

основе полевых моделей / Ю.Б. Казаков, И.А. Палилов // Вестник ивановского государственного энергетического университета. 2015. № 2. С. 42-46.

41. Казаков, Ю.Б. Модельные несимметрии внешнего электромагнитного поля при повреждаемости синхронных генераторов / Ю.Б. Казаков, А.Н. Морозов, И.В. Гуляев // Электротехника. 2019. № 1. С. 13-18.

42. Казаков, Ю.Б. Разработка и исследование тягового синхронного электродвигателя с инкорпорированными в ротор магнитами для электромобиля / Ю.Б. Казаков, А.В. Стулов, М.И. Никифоров, М.А. Киселев // Вопросы электротехнологии. 2022. № 2 (35). С. 89-97.

43. Казаков, Ю.Б. Создание тяговых электрических машин для электромеханических трансмиссий гибридного транспорта / Ю.Б. Казаков, И.А. Палилов, Н.К. Швецов, М.С. Драгомиров // В сб. Проблемы повышения эффективности электромеханических преобразователей в электроэнергетических системах. Материалы межд. науч.-техн. конф. 2015. С. 20-23.

44. Казаков, Ю.Б. Энергоэффективность тяговых асинхронных двигателей при питании от полупроводниковых преобразователей частоты / Ю.Б. Казаков, Н.К. Швецов // Электроэнергетика глазами молодежи. Труды VI Международной научно-технической конференции. 2015. С. 385-388.

45. Каримов, Р.Д. Постоянные магниты, используемые в синхронных машинах постоянного тока / Р.Д. Каримов, А.М. Веселов, И.И. Ямалов, О.А. Юшкова, Е.О. Жарков, Г.С. Зиннатуллина, А.А. Бакиров, И.А. Аюпов, И.Ф. Саяхов // Электротехнические комплексы и системы. Международная научно-практическая конференция. Уфа, 2021. С. 172-176.

46. Каханер, Д. / Д. Каханер, К. Моулер, С. Нэш // Численные методы и программное обеспечение. «Мир». Перевод с английского. – М.: 2001, – С. 172 – 176.

47. Кенио, Т. Двигатели постоянного тока с постоянными магнитами / Т. Кенио, С. Нагамори . Пер. с англ. - М.: Энергоатомиздат, 1989. – 184 с.

48. Ковалев, К.Л. Гибридная силовая установка для транспортных средств / К.Л. Ковалев, Н.С. Иванов, Ю.И. Кован, Д.С. Дежин, Р.И. Ильясов, Л.А.

Егошкина, К.А. Модестов // Патент на изобретение 2730734 С1, 25.08.2020. Заявка № 2019108209 от 21.03.2019.

49. Ковалев, К.Л. Сверхпроводниковый синхронный вентильный генератор / К.Л. Ковалев, А.Е. Ларионов, Н.С. Иванов, Ю.И. Кован, Л.А. Егошкина, Д.М. Шишов // Патент на изобретение 2760408 С1, 24.11.2021. Заявка № 2021112201 от 28.04.2021.

50. Ковалев, К.Л. Состояние и перспективы развития электро- и теплотехнологии (Бенардосовские чтения) / К.Л. Ковалев, Н.С. Иванов, С.В. Журавлев, Е.Е. Тулинова // Сверхпроводниковые электрические машины с улучшенными массогабаритными показателями // Материалы Международной (XX Всероссийской) научно-технической конференции. 2019, с. 149-153.

51. Копылов, И. П. Электрические машины: учебник для бакалавров. – 2-е изд., перераб. и доп. – Москва: Изд.-во Юрайт, 2012. – 675с.

52. Копылов, И.П. Проектирование электрических машин: учеб. – М.: Высшая школа, 2005. – 767 с.

53. Коротких, А. Г. Теплопроводность материалов. «Издательство Томского политехнического университета». Учебное пособие. – Томск: 2011, – С. 54 – 59.

54. Костюк, В.В. Теплообмен и гидродинамика в криогенных двигательных установках. «Наука» / В.В. Костюк, В.П. Фирсов // Научное издание. – М.: 2015, – С. 27 – 31.

55. Красневский, Л.Г. Перспективы применения гибридных силовых установок в военной автомобильной технике (по материалам зарубежной печати) / Л.Г. Красневский, С.Н. Поддубко, Ю.И. Николаев // Актуальные вопросы машиноведения: сб. научн. тр. / ОИМ НАН Беларуси. Вып. 3. Минск, 2014. С.77-82.

56. Ледовский, А.Н. Электрические машины с высококоэрцитивными постоянными магнитами. - М.: Энергоатомиздат, 1985. – 168с.

57. Макаричев, Ю.А. Исследование теплового состояния моментного двигателя с возбуждением от постоянных магнитов / Ю.А. Макаричев, Ю.Н.

Иванников, В.Н. Овсянников // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. 2019. Т. 62. № 4. С. 36-43.

58. Макаричев, Ю.А. Магнитоэлектрический двигатель-генератор автономного мобильного объекта / Ю.А. Макаричев, Ю.В. Зубков, В.Е. Верещагин, Д.А. Владимиров // ЭЛЕКТРОЭНЕРГИЯ. Передача и распределение. – М.: Изд. ООО КАБЕЛЬ. №3(66), 2021. С.114-123.

59. Маркин, Н.С. Основы теории обработки результатов измерений /Издательство стандартов. М. 1991. С. 81 – 85.

60. Мигаль, В.Д. Выбор электродвигателей для электромобилей и гибридных автомобилей / В.Д. Мигаль, Двадненко В.Я. // Вестник ХНАДУ, вып. 75, 2016. С. 116-119.

61. Овчинников, И.Е. Вентильные электрические двигатели и привод на их основе (малая и средняя мощность): Курс лекций. – СПб.: КОРОНА-Век, 2007. – 336 с.

62. Осин, И.Л. Электрические машины: Синхронные машины / И.Л. Осин, Ю.Г. Шакарян // Учеб. пособие для вузов по спец. «Электромеханика» / Под ред. И.П. Копылова. – М.: Высшая школа, 1990. – 304 с.

63. Перспективы применения гибридных силовых установок на грузовых автомобилях / Черняков А.А., Матвеев В.А., Новичков А.В. // Всероссийская (национальная) научно-практическая конференция, посвященная 90-летию со дня рождения профессора Г.Б. Гальдина Том. II "Роль вузовской науки в решении проблем АПК" Пенза. 2018. С. 97-98.

64. Перспективы развития автомобилей с гибридной силовой установкой / Сидоров М.В., Зар Ни Лин, Чижевский К.В., Семенов М.А., Сидоров В.Н. // Международный журнал перспективных исследований, Т.10, №1, 2020, С.67-80.

65. Пластун, А.Т. Совмещенные возбуждающие устройства с радиальной асимметрией магнитной системы / А.Т. Пластун, В.И. Денисенко - Учебное пособие. -Екатеринбург, 2014.

66. Постоянные магниты: Справочник /Альтман А. Б., Герберг А. Н., Гладышев П. А. и др; Под ред. Ю. М. Пятина. 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергия, 1980. — 488 с.
67. Прахт, В.А. Применение метода нелдерамида для оптимизации одноименнополюсного синхронного двигателя для карьерного самосвала / В.А. Прахт, В.А. Дмитриевский, А.С. Анучин, В.М. Казакбаев // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов. 2022. Т. 333. № 1. С. 134-144.
68. Приступ, А.Г. Исследование пульсаций момента синхронных магнитоэлектрических машин с дробными зубцовыми обмотками / Д.М. Топорков, А.Ф. Шевченко // Электротехника, 2014. №12, С. 36 - 40
69. Приступ, А.Г. Способы улучшения гармонического состава магнитного поля в электрических машинах с дробными зубцовыми обмотками / А.Г. Приступ, Д.Ю. Бабицкий, Д.М. Топорков, З.С. Темлякова // Электротехника. 2021. № 6. С. 31-36.
70. Рихтер, Р. Электрические машины. Т.1– Л.М.:ОНТИ СССР, 1935. – 597с.
71. Сарапулов, Ф.Н. Моделирование тепловых режимов тягового линейного асинхронного двигателя / Ф.Н. Сарапулов, С.Ф. Сарапулов, И.Е. Родионов, П. Шымчак // Труды межд. 16 науч-техн. конф. "Электроприводы переменного тока (ЭППТ 2015)". С. 141-144.
72. Ситин, Магнитные системы синхронных электрических машин с редкоземельными постоянными магнитами и повышенной частотой вращения. Диссертация канд. техн. наук, Москва, 2009. 145 с.
73. Смирнов, А.Ю. Особенности конструирования и анализа высокооборотных синхронных машин с постоянными магнитами на роторе. Труды НГТУ им. Р. Е. Алексеева, №3. 2013. С. 231-235.
74. Соколовский, Г.Г. Электроприводы переменного тока с частотным регулированием: учебник для студ. высш. учеб. заведений. – М.:Издательский центр «Академия», 2006. – 272 с.

75. Сугробов, А.М. Проектирование электрических машин автономных объектов: учебное пособие для вузов / А.М. Сугробов, А.М. Русаков. — М.: Издательский дом МЭИ, 2012. — 304 с.
76. Тихонов, А.И. Моделирование тепловых процессов с использованием электрических схем замещения в цифровых двойниках технических устройств / А.И. Тихонов, В.Е. Мизонов, А.В. Стулов, М.С. Фадеева // Вестник Ивановского государственного энергетического университета. 2021. № 5. С. 51-59.
77. Традиционные и гибридные приводы. Под редакцией Конрада Райфа. Перевод с нем. ЧМП РИА «GMM-пресс».- М.: ООО Изд.- во «За рулем».2014. – 224с.
78. Шевченко, А.Ф. Проектирование электрических машин с постоянными магнитами. учебное пособие / А.Ф. Шевченко, А.Г. Приступ, Ю.Г. Бухгольц, Т.В. Честюнина, Д.М. Топорков, Г.Б. Вяльцев // Новосибирск, 2021. 150 с.
79. Шевченко, А.Ф. Электрические машины с постоянными магнитами / А.Ф. Шевченко, А.Г. Приступ // Новосибирск, 2016. 60 с.
80. Щербатов, В.В. Моделирование теплового состояния тягового электродвигателя для прогнозирования ресурса / В.В. Щербатов, О.Л. Рапопорт, А.Б. Цукублин // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов / «Национальный Томский политехнический университет». – Томск: 2005. т.308. №7. С. 156 – 159.
81. Электрические генераторы с постоянными магнитами / В. А. Балагуров, Ф. Ф. Галтеев. - М.: Энергоатомиздат, 1988. - 279с.
82. Электрический привод: учебник для студ. высш. учеб. заведений / Г. Б. Онищенко. – Москва: Издательский центр «Академия», 2006. – 288с.
83. Ютт, В.Е. Электрооборудование автомобилей: Учеб. для вузов. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Горячая линия – Телеком, 2006. – 440 с.
84. Bianchi, N. Rotor flux-barrier design for torque ripple reduction in synchronous reluctance and PM-assisted synchronous reluctance motors / N. Bianchi, S.

Bolognani, D. Bon, M. D. Pre // IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 45, no. 3, pp. 921–928. May 2009.

85. Boules, N. Design optimization of permanent magnet DC motors. IEEE Transactions on Industry Application, vol. 26, no. 4. pp. 786 – 792, Jul/Aug1990.

86. Chan, C. The state of the art of electric and hybrid vehicles.// Proc. IEEE 2002, 90, 247–275.

87. Chau, K. Overview of permanent-magnet brushless drives for electric and hybrid electric vehicles / K. Chau, C. Chan, C. Liu // IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 55, no. 6, pp. 2246–2257, June 2008.

88. EL-Refaie, A. Fractional-slot concentrated-windings synchronous permanent magnet machines: opportunities and challenges. IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 57, no. 1, pp. 107–121, Jan 2010.

89. Fratta, A. Ripple evaluation of high-performance synchronous reluctance machine / A. Fratta, G. P. Togli, A. Vagati, F. Villata // IEEE Industry Applications Magazine, vol. 1, no. 4, pp. 14–22, Jul 1995.

90. Gai, Y. Shaft cooling and the influence on the electromagnetic performance of traction motors / Y. Gai, M. Kimiabeigi, J. D. Widmer, Y. C. Chong, J. Goss, U. SanAndres, et al., // in 2017 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC), 2017, pp. 1-6.

91. Gao, Y. Hybrid Electric Vehicle: Overview and State of the Art / Y. Gao, M. Ehsani, J.M. Miller // In Proceedings of the IEEE International Symposium on Industrial Electronics, Dubrovnik, Croatia, 20–23 June 2005; pp. 307–316. (97)

92. Han S.H. Impact of maximum back-EMF limits on the performance characteristics of interior permanent magnet synchronous machines / S.H. Han, T.M. Jahns, M.K. Guven, M. Aydin, W.L. Soong // in Proc. 41st 2006 IAS Annu. Meeting Industry Applications, vol. 4, pp. 1962–1969.

93. Jose, C.P. Review on the Trends and Developments in Hybrid Electric Vehicles / C.P. Jose, S.A Meikandasivam // In Innovative Design and Development Practices in Aerospace and Automotive Engineering; Springer: Singapore, 2017; pp. 211–229.

94. Kamiev, K. Design principles of permanent magnet synchronous machines for parallel hybrid or traction applications / K. Kamiev, J. Montonen, M. P. Ragavendra, J. Pyrhönen, J. Tapia, M. Niemelä // IEEE Trans. Ind. Electron., vol. 60, no. 11, pp. 4881–4890, Nov. 2013.
95. Kim, H. Comprehensive Design Methodology of Input- and Output-Split Hybrid Electric Vehicles: In Search of Optimal Configuration / H. Kim, D. Kim // IEEE/ASME Trans. Mechatron. 2016, 21, 2912–2923.
96. Kim, D. Vehicle Stability Enhancement of Four-Wheel-Drive Hybrid Electric Vehicle Using Rear Motor Control / D. Kim, S. Hwang, H. Kim // IEEE Trans. Veh. Technol. 2008, 57, 727–735.
97. L. Kung, Improvement of the cooling performance of symmetrically self-ventilated induction machines in the 2-15 MW range / L. Kung, U. Bikle, O. Popp, R. Jakoby // in 2001 IEEE International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC), 2001, pp. 673-680.
98. Lezhi, Y. Design and Performance of a Water-cooled Permanent Magnet Retarder for Heavy Vehicles / Y. Lezhi, L. Desheng, M. Yuanjing, J. Bingfeng // IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 26, pp. 953-958, 011.
99. Lulhe, A.M. A technology review paper for drives used in electrical vehicle (EV) & hybrid electrical vehicles (HEV) / A.M. Lulhe, T.N. Date // In Proceedings of the 2015 International Conference on Control, Instrumentation, Communication and Computational Technologies (ICCICCT), Kumaracoil, India, 18–19 December 2015.
100. Miller, J.M. Hybrid electric vehicle propulsion system architectures of the e-CVT type. IEEE Trans. Power Electron. 2006, 21, 756–767.
101. Mitcham, A.J. Permanent magnet generator options for the More Electric Aircraft / A.J. Mitcham, J.J.A. Cullen // in 2002 International Conference on Power Electronics, Machines and Drives, 2002, pp. 241-245.
102. Mizuno, S. Development of a Totally Enclosed Fan-Cooled Traction Motor / S. Mizuno, S. Noda, M. Matsushita, T. Koyama, S. Shiraishi // IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 49, pp. 1508-1514, 2013.

103. Pellegrino, G. Comparison of induction and PM synchronous motor drives for EV application including design examples / G. Pellegrino, A. Vagati, B. Boazzo, P. Guglielmi // IEEE Transactions on Industrial Applications, vol. 48, no. 6, pp. 2322–2332, Nov 2012.
104. Radionov, A.A. “Formation of technical requirements for automotive transmission” / A.A. Radionov, A.D. Chernyshev // vol. 11, pp. 85-89, 2015.
105. Ramesh, P. High power density electrical machines for electric vehicles - comprehensive review based on material technology / P. Ramesh, N.C. Lenin // IEEE transactions on magnetics, 2019. v.55, Iss.11, pp. 1-21.
106. Schiefer, M. Indirect slot cooling for high-power-density machines with concentrated winding / M. Schiefer, M. Doppelbauer // in 2015 IEEE International Electric Machines & Drives Conference(IEMDC), 2015, pp. 820-1825.
107. Seghir-Ouali, S. Convective heat transfer inside a rotating cylinder with an axial air flow / S. Seghir-Ouali, D. Saury, S. Harmand, O. Phillipart, D. Laloy // International Journal of Thermal Sciences, vol. 45, pp. 1166-1178, 2006.
108. Tahami, F. A novel driver assist stability system for all-wheel-drive electric vehicles / F. Tahami, R. Kazemi, S. Farhanghi // IEEE Trans. Veh. Technol. 2003, 52, 683–692.
109. Vagati, A. Designcriteria of high performance synchronous reluctance motors / A. Vagati, G. Franceschini, I. Marongiu, G. Troglia // inConference Record of the 1992 IEEE Industry Applications SocietyAnnual Meeting, Oct 1992, pp. 66–73 vol.1.
110. Yung, C. Cool facts about cooling electric motors. in Industry Applications Society 60th Annual Petroleum and Chemical Industry Conference, 2013, pp. 1-10.
111. Zheng, P. Research on the Cooling System of a 4QT Prototype Machine Used for HEV / P. Zheng, R. Liu, P. Thelin, E. Nordlund, C. Sadarangani // IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 23, pp. 61-67, 2008.

112. Zubkov, Yu. Designing of high speed permanent magnet electric machines with rotor strength verification / Yu. Zubkov, V. Vereschagin, S. Kaurov // International Ural Conference on Electrical Power Engineering September 24-26, 2021.

113. Zubkov, Yu. Evaluation of thermal condition of permanent-magnet starter-generator in continuous operation mode / Yu. Zubkov, V. Vereschagin, S. Kaurov // Proceedings- 2020 International Conference on Electrotechnical Complexes and Systems (ICOECS), Ufa, 2020, 27-31 Oct.

114. <http://www.atstransmission.com>

115. <http://www.azuredynamics.com>

116. <http://www.baesystems.com>

117. <http://www.metadope.com/Bus/pdf/AC55.pdf>

ПРИЛОЖЕНИЕ А АКТ ВНЕДРЕНИЯ «ШТОРМ»

Утверждаю

Генеральный директор

ООО НПО «ШТОРМ»

С.Л. Буряшкин

2023г.



Акт

Внедрения результатов диссертационной работы Верещагина Владислава Евгеньевича

В период 2020-22гг. на предприятии проводились работы по созданию синхронных электрических машин с магнитоэлектрическим возбуждением для привода электротранспортных средств. В ходе работ использованы научные результаты, полученные в диссертации Верещагина В.Е. «Тяговый электродвигатель с магнитоэлектрическим возбуждением для транспортных средств малой грузоподъемности»:

1. Методика электромагнитного расчета и алгоритм проектирования двигателя, включающий параметрическую оптимизацию сердечника якоря и обмотки.
2. Тепловая схема замещения, учитывающая изменение электромагнитных свойств активных материалов (ПМ, обмотка) при нагревании.
3. Рекомендации по проектированию, полученные в исследованиях.

Использование указанных результатов позволяет повысить технический уровень тяговых двигателей для отечественных электрических транспортных средств, их конкурентоспособность, сокращает сроки проектирования и освоения в серийном производстве.

Начальник КБ№1

Гл. специалист по САУ и ПЧ

Ротонос Д.С.

Кабаков В.А.

ПРИЛОЖЕНИЕ Б АКТ ВНЕДРЕНИЯ В УЧЕБНЫЙ ПРОЦЕСС



ПРЕДСТАВЛЯЮ

Проректор по учебной
работе ФГБОУ ВО СамГТУ

О.В. Юсупова
"01" 2023г.

АКТ

об использовании результатов диссертационной работы
Верещагина В.Е. «Тяговый электродвигатель с магнитоэлектрическим
возбуждением для транспортных средств малой грузоподъемности» в учебном
процессе кафедры «Электромеханика и автомобильное электрооборудование»

Мы, нижеподписавшиеся, начальник учебного управления Алонцева Елена Анатольевна; декан Электротехнического факультета, доцент, к.т.н. Ведерников Александр Сергеевич; заведующий кафедрой «Электромеханика и автомобильное электрооборудование» профессор, д.т.н. Макаричев Юрий Александрович, настоящим актом подтверждаем, что результаты диссертационной работы Верещагина Владислава Евгеньевича используются в учебных курсах «Моделирование и методы планирования экспериментов», «Исследование технологических процессов электрических машин», «Электромеханика», «Электромеханотроника» по подготовке бакалавров направления 13.03.02 при чтении лекций, проведении лабораторных и практических работ, в учебной и проектной практиках, курсовом проектировании.

Использование указанных материалов диссертационной работы позволяет:

- ознакомить студентов с конструкцией современных тяговых электродвигателей применяемых в электромобилях и гибридных автомобилях;
- обучить студентов методам оптимизации электрических машин в ходе проектирования, моделирования и изготовления;
- привлечь студентов к научной работе в области совершенствования электромеханических преобразователей специального назначения.

Начальник учебного управления
Декан Электротехнического факультета,
доцент, к.т.н.
Заведующий кафедрой «Электромеханика и
автомобильное электрооборудование»
профессор, д.т.н.

Алонцева Е.А. Алонцева Е.А.

Ведерников А.С. Ведерников А.С.

Макаричев Ю.А. Макаричев Ю.А.