

Федеральное государственное автономное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина»

На правах рукописи

ТАРАСОВ Федор Евгеньевич

ИНДУКЦИОННЫЙ МГД-НАСОС С ОДНОПЛОСКОСТНОЙ
КОНЦЕНТРИЧЕСКОЙ ОБМОТКОЙ ИНДУКТОРА ДЛЯ ТРАНСПОРТИРОВКИ
МАГНИЯ

05.09.01 – Электромеханика и электрические аппараты

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
доктор технических наук,
профессор
Ф.Н. САРАПУЛОВ

Екатеринбург – 2015

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	4
ГЛАВА 1. ОБЗОР КОНСТРУКЦИЙ И МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ МАГНИТОГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ УСТРОЙСТВ ДЛЯ СОЗДАНИЯ НАПРАВЛЕННОГО ДВИЖЕНИЯ ПОТОКА ЖИДКОГО МЕТАЛЛА.....	12
1.1 Кондукционные МГД-устройства для создания направленного движения потока жидкого металла.....	13
1.2 Индукционные МГД-устройства для создания направленного движения потока жидкого металла.....	17
1.3 Математические модели МГД-устройств.....	22
1.4 Постановка задач исследования.....	28
1.5 Выводы.....	29
ГЛАВА 2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ МГД-НАСОСА.....	31
2.1 Блок-схема расчета МГД-насоса.....	33
2.2 Электромагнитная модель.....	35
2.3 Расчет расход-напорной характеристики насоса.....	40
2.4 Тепловая модель МГД-насоса.....	42
2.4.1 Особенности тепловой модели МГД-насоса.....	45
2.5 Верификация модели МГД-насоса.....	48
2.6 Выводы.....	55
ГЛАВА 3. ИССЛЕДОВАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ ОБМОТОК ПЛИН.....	56
3.1 Сравнение схем обмоток ПЛИН с различным числом полюсов.....	56
3.2 Сравнение схем обмоток с различным относительным шагом и числом зон	59
3.3 Выводы.....	66
ГЛАВА 4 ОСОБЕННОСТИ КОНСТРУКЦИИ МГД-НАСОСА С ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ИЗОЛЯЦИЕЙ.....	68
4.1. Описание технологии производства магниевых сплавов с применением МГД-насосов.....	68
4.2 Физическая модель МГД-насоса.....	70
4.3 Технология изготовления плоских обмоток с высокотемпературной изоляцией.....	72

4.4 Исследование тепловых режимов МГД-насоса с высокотемпературной изоляцией.....	78
4.5 Выводы.....	84
Глава 5. КОНСТРУКЦИЯ МГД-НАСОСА С ПРЕДЕЛЬНЫМИ ТЕХНИЧЕСКИМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ.....	86
5.1 Выбор параметров источника питания.....	87
5.2 Оптимизация размеров пазовой зоны МГД-насоса.....	99
5.3 Расход-напорная характеристика МГД-насоса.....	104
5.4 Выводы.....	108
ЗАКЛЮЧЕНИЕ.....	110
ПЕРЕЧЕНЬ СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ.....	115
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....	116
Приложение 1 РАСЧЕТ ЛИНЕЙНОЙ ИНДУКЦИОННОЙ МАШИНЫ МЕТОДОМ МНОГОСЛОЙНЫХ ДЕТАЛИЗИРОВАННЫХ СХЕМ ЗАМЕЩЕНИЯ.....	127
Приложение 2 ДОКУМЕНТЫ О ВНЕДРЕНИИ.....	147

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы исследования. Применение магнитогидродинамических (МГД) устройств в системе транспорта жидких металлов применяется достаточно давно. Существенный подъем в данной области наблюдался в период с начала 60-х годов. Это было связано с разработками в области ядерной энергетики. Примерно в то же время началось интенсивное внедрение МГД-техники в металлургию. В частности, получили распространение МГД-насосы и МГД-дрессели в системах транспорта жидкого металла. Часть разработок того времени работают и по сей день. Данные агрегаты работают в агрессивных средах и областях высоких температур, поэтому применение к ним традиционных технологий электромашиностроения представляет существенные трудности. Для увеличения эффективности и надежности разрабатываемых устройств необходимы новые материалы и технологии для изоляции обмоток, которые появились сравнительно недавно и не были доступны разработчикам [39].

Магнитогидродинамические насосы применяют для принудительной подачи магниевых сплавов по металлотрактору из ванны печи в разливочную машину (Рисунок 1.1), это связано с тем, что магний обладает высокой химической активностью по отношению к кислороду. При достижении некоторой предельной температуры магний при взаимодействии с кислородом загорается [65, 86].

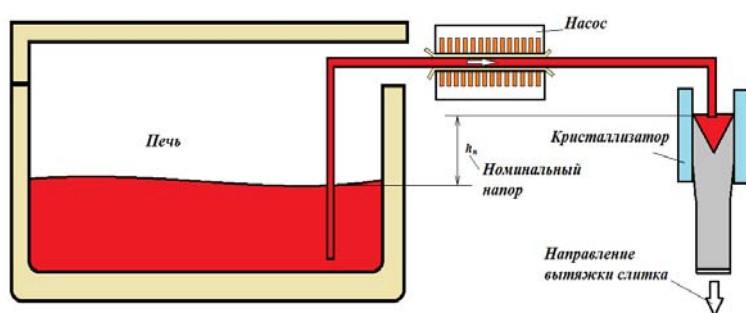


Рисунок 1.1 – Схема технологического процесса получения слитка магниевых сплавов

Современное состояние производства магниевых сплавов с применением МГД-насосов характеризуется довольно высоким уровнем брака, обусловленного выходом из строя МГД-насоса в процессе отливки.

Выход насосов из строя, в большинстве случаев, обусловлен разрушением теплоизоляции обмоток насоса с последующим перегоранием обмоток МГД-насоса.

Поскольку смена поврежденного насоса на исправный занимает определенное время, за которое поверхность полученного слитка успевает остыть, то продолжение заливки неизбежно приводит к возникновению дефектов литья. По этой причине при выходе из строя МГД-насоса заливка прекращается, а такой неполный слиток вынимается из машины и пускается в повторную переплавку.

Для решения данной проблемы встает вопрос разработки МГД-насосов с применением новейших материалов и современных методов обработки металла, способных привести к снижению стоимости производства и увеличению срока эксплуатации.

На сегодняшний момент появились современные тепло и электроизоляционные материалы, способные выдерживать более высокие температуры, чем их аналоги на устаревших МГД-насосах. Появились современные методы обработки металлов при помощи лазерной резки, которые существенно снижают себестоимость производства штучных опытно-промышленных образцов. Появляется возможность изготовления обмоток непосредственно вырезанием из листа металла с применением технологии гидроабразивной резки, способствующая снижению расхода металла за счет уменьшения лобовых частей и простоте установки в магнитопровод.

Современным подходом к моделированию процессов в сложных взаимосвязанных системах является компьютерное моделирование. Этот подход позволяет существенно снизить затраты на изготовление опытных образцов проектируемых устройств, предсказать поведение системы в различных режимах и оптимизировать конструкцию проектируемого устройства, не прибегая к изготовлению прототипа.

Сложившейся тенденцией стало использование коммерческих пакетов компьютерного моделирования, использующих метод конечных элементов для решения широкого спектра взаимосвязанных задач. К таким компьютерным пакетам

можно отнести используемые в настоящее время Comsol Multiphysics, Ansys. Для решения многих несложных задач можно использовать отечественный пакет Elcut. Эти пакеты позволяют в большинстве случаев производить моделирование сложных процессов в 2D и 3D постановках при минимальном количестве допущений [76, 80, 89, 90].

При очевидных достоинствах такого подхода (высокая точность и достоверность вычислений, удовлетворительная скорость вычислений, при достаточно высокой производительности компьютерной техники и т.д.) можно отметить и существенные недостатки:

- использование универсальных компьютерных пакетов, таких как Ansys и Comsol, предполагает наличие достаточно высокой квалификации пользователей в области специальных разделов математики, что отсекает широкий круг возможных пользователей этих компьютерных пакетов;

- существенный рост времени вычисления при усложнении модели, например, при устранении допущений, связанных с нелинейными свойствами материалов, или добавлении связей между модулями расчета полей различной физической природы;

- высокая стоимость как самих пакетов, так и компьютерного оборудования, предназначенного для высокопроизводительных вычислений (суперкомпьютер).

Приведенные выше недостатки делают вышеназванные пакеты доступными в основном для крупных коллективов НИИ, или для фирм, специализирующихся на решении подобных задач.

Промежуточное положение между “тяжелыми” пакетами и инженерными методиками занимают методы приближенных вычислений, основанные на методе детализированных схем замещения [3, 23, 24, 30, 59, 60,].

Поэтому разработка универсальных методов компьютерного моделирования электромагнитных и тепловых процессов в МГД-насосах,

позволяющих находить оптимальные конструкции и режимы работы, является актуальной задачей.

Степень разработанности представленных результатов предусматривает научные основы исследования предлагаемых устройств с доведением до опытного образца МГД-насоса, устанавливаемого на участке отливки магниевых сплавов в ОАО “Каменск-Уральский металлургический завод”.

Объектом исследования является линейный индукционный магнитогидродинамический насос с одноплоскостной концентрической обмоткой индуктора для транспортировки магния.

Предмет исследования: электромагнитные и тепловые процессы в линейных индукционных МГД-насосах, схемы соединения обмоток индуктора, электро и теплоизоляционные материалы катушек.

Цель работы: Разработка конструкций и методики расчета индукционных линейных МГД-насосов, а так же научно обоснованных технических решений для изготовления надежной системы транспортирования жидкого магния с применением современных материалов и технологий.

Решаемые задачи:

1. Рассмотрение существующих конструкций МГД-насосов, предназначенных для преобразования энергии электромагнитного поля в механическую энергию потока жидкого металла.

2. Создание методики расчета МГД-насосов, предназначенной для исследования электромагнитных и тепловых процессов на основе детализированных схем замещения (ДСЗ) и эквивалентных тепловых схем (ЭТС), доработка существующих моделей с учетом конструктивных и технологических особенностей МГД-насосов.

3. Исследование различных схем обмоток плоских линейных индукционных насосов (ПЛИН) а также обоснование выбора конструкции обмоток насоса.

4. Исследование наиболее выгодного соотношения размеров зубцово-пазовой зоны для определения оптимальной конструкции индуктора МГД-насоса

с максимальным развиваемым усилием и максимальным использованием магнитного материала

5. Обоснование выбора геометрических размеров машины с учетом максимума получаемого усилия на выбранной частоте источника питания.

6. Выбор частоты источника при фиксированных размерах индуктора и канала.

7. Создание и исследование промышленного образца МГД-насоса, сравнение полученных характеристик с результатами расчета.

8. Разработка практических рекомендаций для создания технологически совершенных обмоток ПЛИН с применением современных теплоизоляционных материалов и новейших способов обработки металлов.

Научная новизна заключается в следующем:

1. Разработана математическая модель плоского линейного МГД-насоса, созданная на основе метода детализированных схем замещения для исследования взаимосвязанных электромагнитных и тепловых процессов в элементах насоса.

2. Обоснован выбор частоты источника питания при фиксированных размерах индуктора и канала.

3. Разработаны рекомендации по выбору геометрических размеров линейной индукционной машины при фиксированной частоте источника питания.

4. Обоснована целесообразность применения одноплоскостной концентрической обмотки индуктора в МГД-насосах для транспортировки магния;

5. Выполнены экспериментальные исследования, на основе которых подтверждена адекватность разработанных моделей и проведенных расчетов.

Научно-технические решения по обоснованию целесообразности применения МГД-насосов с плоскими концентрическими катушками, разработанные математические модели и проведенные расчеты подтверждены экспериментальными исследованиями опытного-промышленного образца. Расхождение результатов моделирования, расчетов и экспериментов составляет не более 8%, что свидетельствует о высокой степени адекватности разработанных моделей и проведенных расчетов.

Теоритическая значимость работы: адаптация расчетной методики для исследования электромагнитных процессов в индукционных линейных машин с двухслойными обмотками по методу ДМСЗ

Практическая значимость работы заключается в следующем:

1. Разработана методика расчета электромагнитных и тепловых процессов с получением расходно-напорной характеристики МГД-насосов. Данная методика позволяет произвести расчет характеристик разрабатываемого МГД-насоса, выбрать геометрические размеры машины с учетом максимального получаемого усилия, как на заданной частоте источника питания, так и при подборе частоты.

2. Результаты исследований и научно обоснованные технические решения использованы при создании опытно-промышленного образца МГД-насоса для перекачки жидкого магния для ОАО «КУМЗ».

3. Предложена новая конструкция обмотки плоского линейного индуктора позволяющая повысить надежность машины при высоких температурах работы.

Методология и методы исследования определялись поставленными задачами диссертации и были основаны на теории электрических машин, а так же теории электрических и магнитных цепей, методе детализированных магнитных и электрических схем замещения, эквивалентных тепловых схем замещения, методе конечных элементов. Математическая модель создана с применением пакета MathCAD, расчет производится в одном формуляре. Для наиболее точного описания краевых эффектов, возникающих в линейной индукционной машине а так же уточнения коэффициентов теплоотдачи использовался пакет конечно-разностного моделирования COMSOL Multiphysics 3.5a. В работе проводятся экспериментальные исследование на опытно-промышленном образце линейного индукционного МГД–насоса.

Положения, выносимые на защиту:

– методика расчета электромагнитных и тепловых процессов с получением расходно-напорной характеристики линейных индукционных МГД-насосов. Данная методика позволяет произвести расчет характеристик

разрабатываемого МГД-насоса, выбрать геометрические размеры машины с учетом максимального получаемого усилия, как на заданной частоте источника питания, так и при подборе частоты.

– результаты исследования опытно-промышленного образца линейного индукционного МГД-насоса для перекачки магния.

– результаты исследования соотношения размеров глубины паза и зубцового деления МГД-насоса с плоскими катушками.

– рекомендации по конструктивному исполнению плоских катушек с высокотемпературной и электроизоляцией для линейных индукционных МГД-насосов.

Степень достоверности и апробация результатов. Полученные результаты работы опубликованы в научной литературе, подтверждаются экспериментальными исследованиями. Разработан опытно-промышленный образец МГД-насоса с плоскими катушками для ОАО «КУМЗ». Разработана технология изготовления высокотемпературной электроизоляции обмоток ПЛИН. Результаты исследования схем обмоток ПЛИН легли в основу заявки на изобретение «Двухслойные концентрические обмотки с плоскими катушками», поданную в соавторстве в 2013 г.

Основные результаты доложены, обсуждены и одобрены на следующих научных мероприятиях:

- 15th International Conference on Computational Problems of Electrical Engineering (CPEE 2014), Terchová - Vrátna dolina, Slovak Republic, September 09 - 12, 2014.

- 2-ая Международная конференция «Магнито-левитационные транспортные системы и технологии», Санкт-Петербург, Россия, 2014 г.

- Международная конференция «Актуальные проблемы энергосберегающих электротехнологий, АПЭЭТ-2014», Россия, Екатеринбург, 2014 г.

- International Symposium on Theoretical Electrical Engineering 2013 (ISTET 2013), Pilsen, Czech Republic, June 24-26, 2013.

- III Международная научно-практическая конференция “Эффективное и качественное снабжение и использование электроэнергии «ЭКСИЭ-03». Россия, Екатеринбург, 2013 г.

- Международная научно-техническая конференция «Проблемы повышения эффективности электромеханических преобразователей в электроэнергетических системах». г. Севастополь, 17-20 сентября 2012 г.

- Международная научно-практическая конференция «Электрические аппараты и электротехнические комплексы и системы». Россия, Ульяновск, 2012.

- XLI Всероссийская научно-практическая конференция с международным участием «Федоровские чтения 2011». Россия, Москва, 2011

Реализация

1. Результаты диссертационной работы внедрены в учебный процесс на кафедре «Электротехники и электротехнологические системы», Уральского энергетического института УрФУ, при проведении курсового и дипломного проектирования, проведении научных исследований и проведении лабораторных работ.

2. Результаты диссертационной работы, в виде опытно-промышленного образца МГД-насоса с одноплоскостной концентрической обмоткой индуктора, использованы в модернизации процесса транспортировки расплава магниевых сплавов в разливочную машину в цехе магниевых сплавов Каменск-Уральского металлургического завода (ОАО КУМЗ)

Публикации. По результатам выполненных исследований опубликовано 10 печатные работы, в том числе 5 статей в журналах, рекомендованных ВАК РФ.

Структура и объем работы

Диссертация состоит из введения, 5 глав, заключения, 2 приложений. Общий объем 148 страниц. Основная часть изложена на 126 страницах машинописного текста, иллюстрирована 61 рисунком, 17 таблицами. Список использованной литературы содержит 100 наименования.

ГЛАВА 1. ОБЗОР КОНСТРУКЦИЙ И МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ МАГНИТОГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ УСТРОЙСТВ ДЛЯ СОЗДАНИЯ НАПРАВЛЕННОГО ДВИЖЕНИЯ ПОТОКА ЖИДКОГО МЕТАЛЛА

Применяемые в настоящее время разливочные устройства работают либо по принципу истечения расплава, либо за счет силы тяжести (ковши, сифоны, лотки и т.п.) либо за счет механического воздействия на расплав (центробежные или поршневые насосы, пневматические системы) [15, 17, 85].

Недостаток этих систем: их большая инерционность, плохая управляемость и сложность автоматизации процесса разливки металла [48, 49].

Электромагнитные методы воздействия на расплавленный металл в основном устраняют эти недостатки. В результате этого воздействия в металле возникают механические силы, способные привести его в движение.

Преимущества электромагнитных методов в основном заключаются в следующем: силы, действующие на металл, возбуждаются непосредственно в самом металле; для возбуждения этих сил не требуется применения каких бы то ни было механических подвижных частей; электромагнитное воздействие на жидкий металл может быть осуществлено на расстоянии бесконтактным путем; электромагнитное воздействие легко управляемо и практически безынерционно, так как здесь фактически надо управлять только электрическим током, протекающим в устройстве.

В связи с этим магнито-гидродинамические (МГД) устройства и машины весьма удобны и перспективны для использования их в металлургии и литейном производстве [2, 7, 8, 10, 49].

Силы, действующие в МГД-устройствах на жидкий металл, как правило, имеют электродинамический характер; они образуются в результате взаимодействия электрического тока, протекающего в жидком металле, с магнитным полем. Возникающая при взаимодействии тока i с полем B сила F численно равна векторному произведению последних [8, 9, 15, 17, 49].

$$\vec{F} = i\vec{B} \quad (1.1)$$

Сила максимальна, когда векторы тока и магнитного поля перпендикулярны.

Способы возбуждения в жидком металле электрического тока и магнитного поля различные. Соответственно этому классифицируются и встречающиеся на практике МГД-устройства.

По способу возбуждения тока все МГД-устройства делятся на два больших класса: кондукционные и индукционные.

1.1 Кондукционные МГД-устройства для создания направленного движения потока жидкого металла

В кондукционных устройствах ток подводится к жидкому металлу от внешнего источника при помощи специальных электродов, контактирующих с жидким металлом.

Принцип устройства кондукционного электромагнитного насоса постоянного тока для транспорта жидких металлов показан на рисунке 1.2 [36, 37, 49, 85, 88].

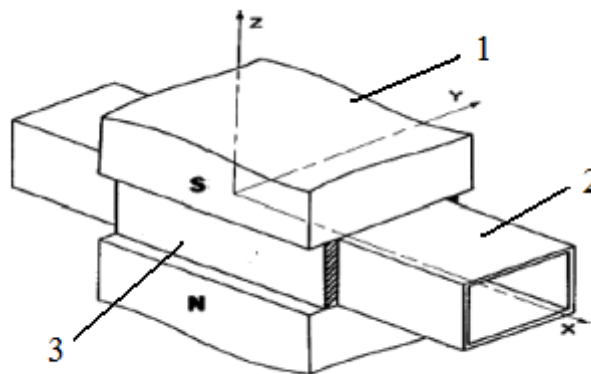


Рисунок 1.2 – Кондукционный электромагнитный насос

Между полюсами электромагнита (Рисунок 1.2 - 1) расположен канал с жидким металлом (Рисунок 1.2 - 2), к боковым граням которого приварены электроды (Рисунок 1.2 - 3). От внешнего источника к электродам подводится ток, который протекает через жидкий металл между полюсами электромагнита. В результате взаимодействия тока с магнитным полем на слои жидкого металла будут действовать электромагнитные силы, создается напор и металл приходит в движение.

В кондукционных насосах обмотка электромагнита обычно соединяется последовательно с электродами. Такие насосы могут работать также на переменном токе, рисунок 1.3. При питании насоса переменным током его ферромагнитный сердечник с целью уменьшения потерь выполняется шихтованным из листовой электротехнической стали.

Комбинированный насос – трансформатор обычно имеет разветвленную магнитную цепь, одна ветвь которой (трансформаторная) замкнута по железу, а другая имеет разрыв, в котором помещается канал насоса. На замкнутых сердечниках магнитной цепи размещены две обмотки, из которых одна, первичная, предназначенная для включения в электросеть, имеет значительное число витков, а вторичная имеет лишь один или несколько витков, выполненных из шины большого сечения. Ее концы приварены к стенкам канала [7, 10, 39, 46, 49, 85].

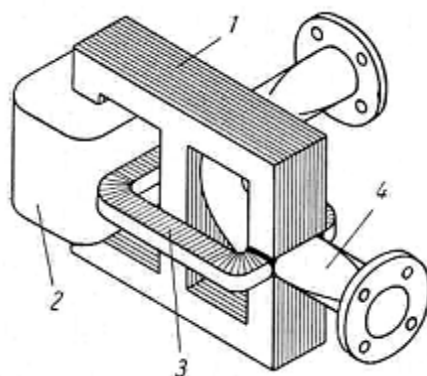


Рисунок 1.3 – Кондукционный насос трансформаторного типа:
1 – магнитопровод; 2 – первичная обмотка; 3 – вторичный виток; 4 – канал насоса

Недостатком данного насоса является наличие переходного электрического сопротивления от стенок канала к перекачиваемому металлу, что приводит к перегреву стенок и электродов в точке их подсоединения к каналу и уменьшению срока службы канала.

Рассмотрим более подробно устройство насоса Г. И. Кабакова. Принципиальное отличие которого от предыдущей конструкции заключается в некотором видоизменении канала [8, 10, 11, 15].

Электрический ток i пропускается через канал вдоль его оси или соответственно вдоль паза в С - образном магнитопроводе, надетом на канал (Рисунок 1.4). Он создает магнитный поток (индукция B), который за счет «шунтирования» верхней частью сердечника имеет одно направление в зоне канала (условно справа налево). Создается усилие F одного направления, как показано на рисунке.

Жидкий металл втягивается в канал через боковое ответвление Т – образного металлотракта, место разветвления которого и является активной зоной насоса. Именно в этом месте помещается магнитопровод. Всасывающим патрубком насоса является нижний отросток буквы Т активной зоны, а напорным - верхние. Один из последних обычно используется только для ввода тока в активную зону насоса и заглушается. Токопроводы вынесены за пределы рабочей зоны насоса, что позволяет сколь угодно развить их поверхность для уменьшения контактного сопротивления. Токи используются порядка 3-5 кА и более, что предотвращает замерзание металла в металлотракте.

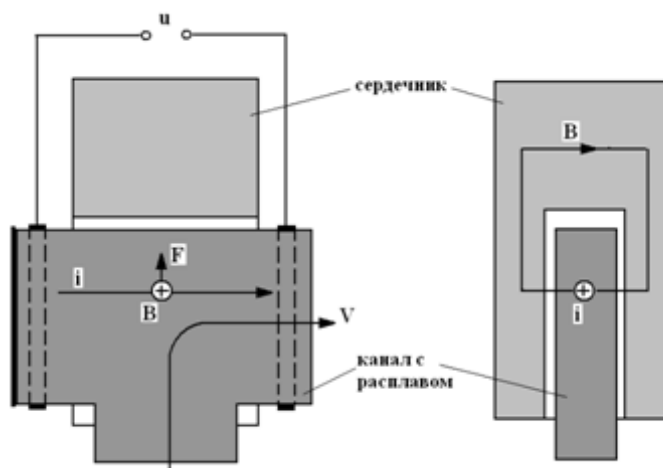


Рисунок 1.4 – Кондукционный насос Г. И. Кабакова

Основным недостатком этого насоса является невозможность удаления механическим или другим способом окиси перекачиваемого металла с электрода закрытого патрубка, что приводит к увеличению сопротивления идущему от электрода к жидкому металлу току. В результате плотность тока в стенках канала

резко возрастает, приводя к экстремальному росту температуры и выходу канала из строя.

Для решения данной проблемы Яковлев В.С. рассматривает конструкцию МГД-насоса с жидкометаллическими электродами (Рисунок 1.5) [19, 100].

Насос содержит канал 1 (активная зона), основной канал 2, жидкометаллические электроды 3 и 4, симметрично подсоединённые к узким стенкам канала 1. Жидкометаллические электроды представляют собой петлю из труб, заполненных рабочим телом – жидким металлом. Они также являются частью вторичного контура 5 трансформатора 6. Активную зону 1 охватывает магнитопровод 7. Вторичный контур 5 выполнен из той же трубы, что и основной канал, его внутренняя полость соединяется с активной зоной 1 и заполняется перекачиваемым жидким металлом.

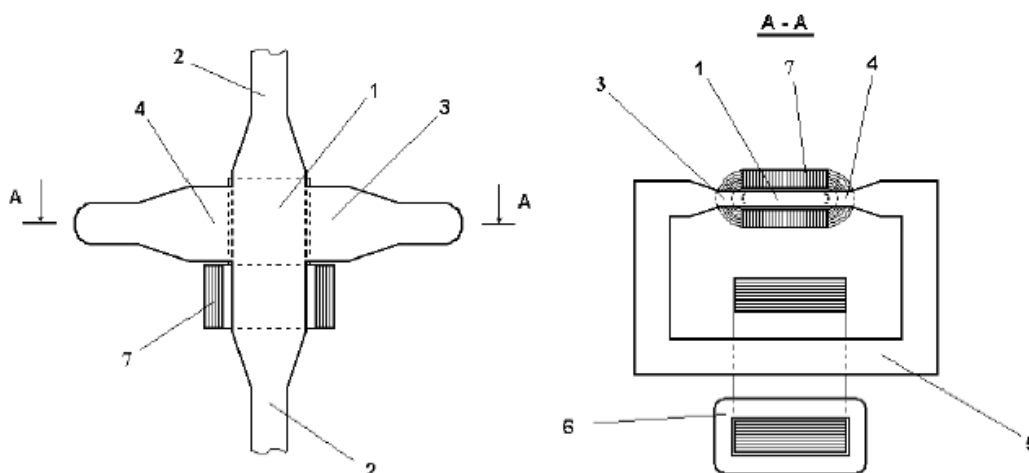


Рисунок 1.5 – Безобмоточный МГД-насос с жидкометаллическими электродами

Преимуществом рассматриваемой конструкции является отсутствие контактного сопротивления “стенка-металл”, т.к. замыкающий виток состоит из полой трубы, заполненной тем же рабочим металлом.

Недостатками кондукционных МГД-насосов являются: большая величина рабочего тока (сотни тысяч ампер) при малом рабочем напряжении (до 3В); необходимость применения токопроводящих металлических стенок каналов; трудности подвода больших токов к жидкому металлу [85].

Основное положительное свойство кондукционных устройств - возможность получения больших плотностей электродинамических сил, действующих на проводящую среду, в связи с этим кондукционные устройства имеют меньшие размеры по сравнению с индукционными такой же мощности..

1.2 Индукционные МГД-устройства для создания направленного движения потока жидкого металла

В индукционных устройствах ток в жидком металле наводится бесконтактно, индукционным путем. Как известно, э.д.с. индуцируется при всяком изменении магнитного поля, причем величина индуцированной э.д.с. пропорциональна скорости изменения напряженности поля во времени. В данном случае эта э.д.с. в жидком металле создает индукционные токи. Так как электропроводность металлов большая, то индукционный ток может достигать значительной величины даже при небольших значениях индуцированной Э.Д.С.

В индукционных МГД-машинах исключены недостатки, свойственные кондукционным МГД-машинам. Основное преимущество индукционных МГД-устройств - отсутствие контактов с жидким металлом и возможность воздействия на металл дистанционно, бесконтактным путем. При этом весьма часто устройство может быть изготовлено так, что оно питается от стандартной сети трехфазного тока напряжением 380/220В, частотой 50 Гц. В индукционных МГД-насосах возникает трудность в создании больших плотностей электродинамической силы [15, 39, 46, 49].

Индукционные МГД-устройства в подавляющем большинстве случаев конструируют на основе использования трехфазного переменного тока, так как при этом весьма простыми средствами можно создать так называемое бегущее магнитное поле, распределение которого во времени и пространстве представляет собой бегущую волну. При воздействии такой пространственно-временной волны на любое электропроводное тело возникает электродинамическая сила, стремящаяся увлечь тело в направлении движения поля.

Устройства, создающие бегущее поле, называют индукторами бегущего магнитного поля. Представление об индукторах бегущего магнитного поля можно получить, если мысленно разрезать статор обычного асинхронного электродвигателя в одном месте вдоль образующей и развернуть в плоскость. При таком развертывании вращающееся поле статора преобразится в прямолинейно бегущее поле. На рисунке 1.6 показано устройство плоской линейной индукционной МГД-машины с бегущим полем [15, 49, 71].

Индуктор МГД-насоса состоит из двух магнитопроводов (Рисунок 1.6 - 1), состоящих из шихтованной электротехнической стали. В пазах магнитопровода укладывается многофазная обмотка (Рисунок 1.6 - 2). Между магнитопроводами расположен канал (Рисунок 1.6 - 3) с жидким металлом.

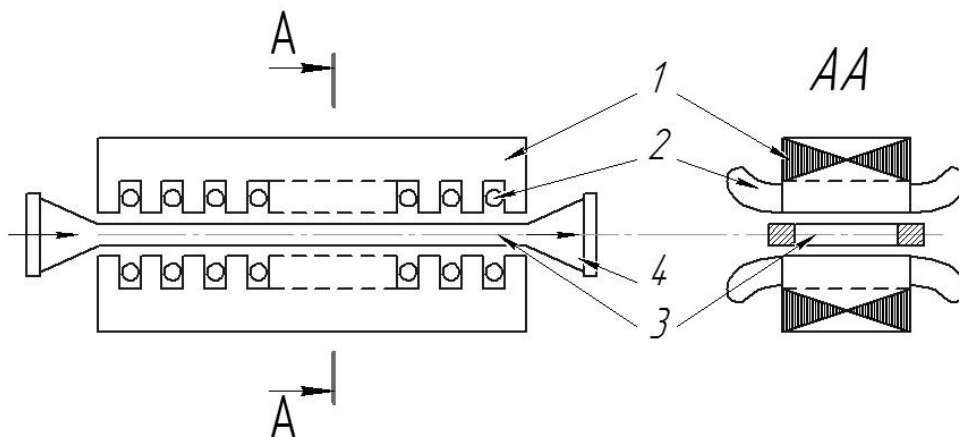


Рисунок 1.6 – Устройство плоской линейной индукционной МГД-машины:

- 1 – сердечник; 2 – многофазная обмотка; 3 – канал с металлом;
4 – устье канала

Обмотки на обоих сердечниках индуктора включаются согласно (чтобы линии поля пересекали канал) и при питании переменным током создают бегущее вдоль канала магнитное поле. В жидком металле индуцируются токи. Индуцированные токи взаимодействуют с магнитным полем, в результате чего в слоях металла возникают электромагнитные силы.

На рисунке 1.7 изображены разновидности индукционных насосов с бегущим магнитным полем.

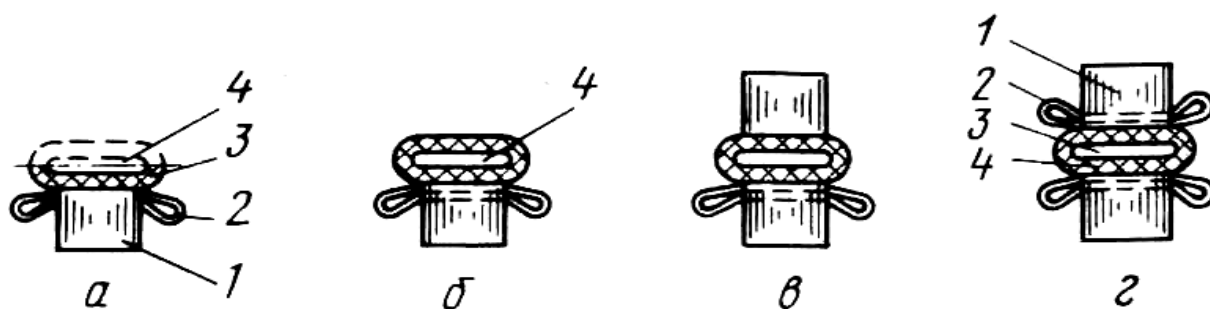


Рисунок 1.7 – Разновидности индукционных насосов:
1 – магнитопровод; 2 – обмотка; 3 – канал; 4 – футеровка

Индуктор бегущего магнитного поля может располагаться по обеим сторонам канала жидкого металла в виде двух развернутых статоров, как показано на рисунке 1.7 г, или только с одной стороны. В последнем случае отсутствующую его половину, как правило, заменяют магнитопроводом, не имеющим обмотки (Рисунок 1.7, в). Известны плоские линейные индукционные насосы, не имеющие на одной стороне канала ни обмотки, ни магнитопровода (Рисунок 1.7, б). Таким устройством является электромагнитный желоб (Рисунок 1.7, а).

Особое внимание можно уделить линейным индукционным насосам для перекачки магния, созданным Центральным проектным конструкторским бюро механизации и автоматизации (ЦПКБМА, Рига) совместно с Таллинским политехническим институтом (Рисунок 1.8) [11, 15, 85].

Аналогичными разработками занималась фирма Аллаген Лудлум индастриз совместно с Дженерал электрик (США) [11, 94].

Основной особенностью данных насосов является заполнение свободного пространства внутри корпуса твердеющими массами, что делает невозможным легкую замену металлотракта при его неисправности.

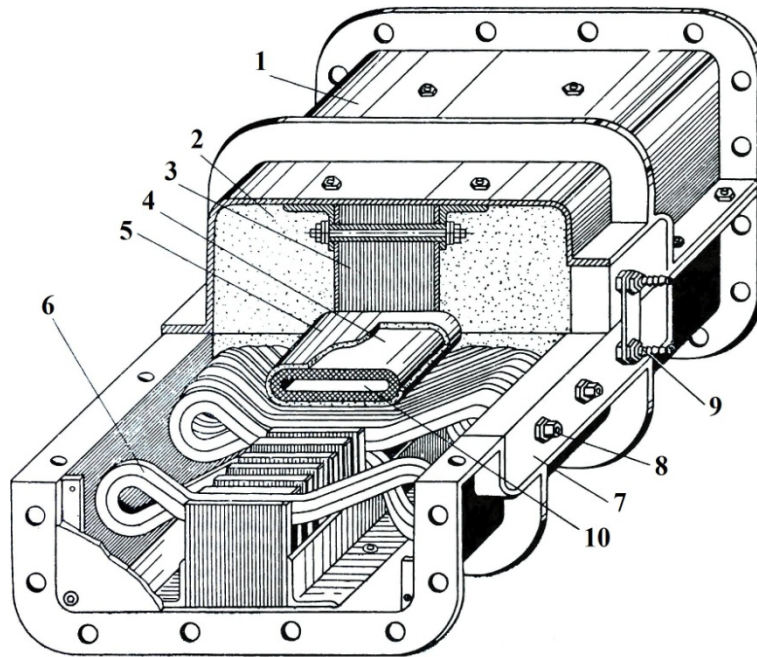


Рисунок 1.8 – Схема конструкции плоского линейного индукционного насоса:

1 – корпус; 2 – футеровка; 3 – сердечник; 4 – теплоизолированная труба; 5 – слой теплоизоляции; 6 – многофазная обмотка; 7 – клемная панель; 8 – выводы обмотки; 9 – выводы для водяного охлаждения; 10 – канал.

Поскольку канал насоса работает при температуре более 700°C , обмотка подвержена значительным температурам даже при применении теплоизоляции канала.

Для предотвращения теплового воздействия канала с металлом на обмотки магнитопровода Институтом механики сплошных сред Уральского отделения РАН разработан линейный индукционный МГД-насос с С-образными индукторами. При этом катушки индуктора можно разместить вдали от канала с расплавленным металлом (Рисунок 1.9) [11, 15, 19].



Рисунок 1.9 Индукционный МГД-насос с С-образными индукторами

Недостатком данной конструкции является весьма массивный магнитопровод, который представляет трудности в установке на уже имеющиеся технологические площадки. Рабочая зона МГД-насоса остается открытой, что дает снижение температуры перекачиваемого металла а также опасна для обслуживающего персонала.

Характерной особенностью плоских машин является наличие у них поперечного краевого эффекта в распределении вторичных токов. Для борьбы с влиянием поперечного краевого эффекта внутри канала устанавливают боковые шины с высокой электропроводностью. Другим путем устранения поперечного краевого эффекта является изготовление цилиндрической МГД – машины. Наиболее известные в данной области разработки принадлежат Научно-Исследовательскому Институту Электрофизической Аппаратуры имени Д.В. Ефремова. Данные разработки используются сегодня в Исследовательском Институте Атомной Энергии в Корее [93], для создания цилиндрических МГД-насосов для перекачки жидкого натрия (Рисунок 1.10).

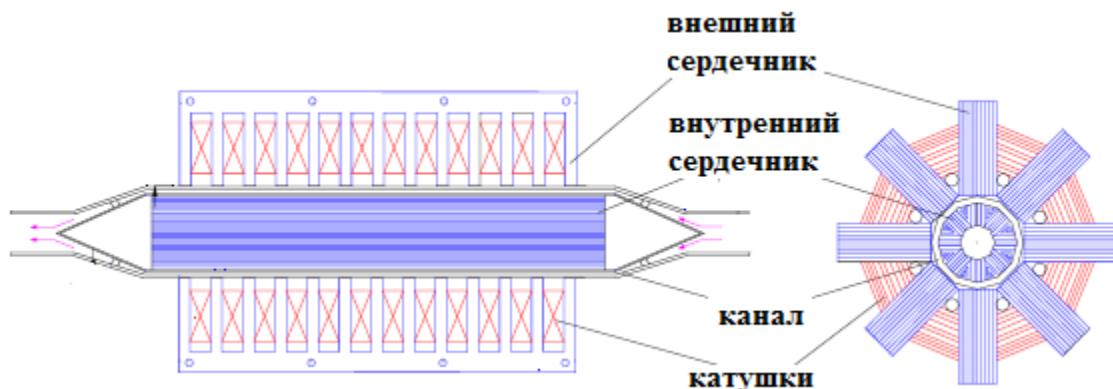


Рисунок 1.10 – Цилиндрическая линейная индукционная МГД-машина

Недостатком данных МГД-насосов является сложность в замене металлотракта при его выходе из строя. Усложняется и охлаждение данного типа насоса при использовании его для перекачки жидких металлов из печи, так как при использовании его в атомных реакторах теплоотводом служит само рабочее тело, поступающее непосредственно в реактор.

Таким образом, для перекачки жидкого магния наиболее приемлемой является конструкция плоского линейного индукционного насоса. Это связано с отсутствием токоподводов к жидкому металлу, что усложняет конструкцию металлотракта и требует усиления техники безопасности, а также отсутствие больших рабочих токов (десятки и сотни тысяч ампер), что требует специальных систем питания. В отличие от цилиндрических МГД-насосов в плоских индукционных МГД-насосах есть возможность быстрой замены металлотракта при его зарастании.

1.3 Математические модели МГД-устройств

Рассмотренные конструкции МГД-насосов имеют различное математическое описание происходящих в них процессов, опирающееся на результаты экспериментальных исследований. Теория и методы расчета МГД-машин, в частности линейных индукционных машин (ЛИМ), далеки от завершения, однако благодаря повышению производительности компьютерной техники открываются широкие возможности применения методик электромагнитного расчета ЛИМ на основе теории поля, которые дают детальное описание электромагнитных процессов [2, 3, 12, 13, 23, 27].

В настоящее время остаются актуальными вопросы углубления анализа процессов и совершенствования таких устройств, с учетом как можно большего числа факторов. Основная цель исследования физических полей, создаваемых индукционными устройствами, - это выявление влияния ее конструктивных особенностей и режима работы на электромагнитные усилия.

Существует огромное количество математических моделей индукционных МГД-устройств, учитывающих ряд особенностей электромагнитных переходных процессов. Данные модели имеют различия в сложности вычисления и используемых допущений. Выделяются два типа моделей, в достаточной степени учитывающие влияние продольного краевого эффекта [59]:

1. метод конечных разностей (конечных элементов) [23, 43, 87] на каждом временном интервале. Данные модели требуют значительных вычислительных ресурсов, поскольку подробная расчетная модель содержит большое количество элементов и элементарных объемов. Еще одним недостатком является непригодность для моделирования процессов в реальном времени [39, 63], однако они позволяют достаточно подробно анализировать распределение полей в расчетной области.

2. модели, основанные на детализированных схемах замещения. Принцип заключается в сведении задачи к расчету цепи, параметры которой интегрально представляют участки конструкции при моделировании устройства [12, 24, 60]. Данные модели могут быть более успешно применены для исследования переходных процессов в электромеханической систем, а так же для синтеза систем автоматического управления [5].

Одномерные полевые задачи широко применяются при расчетах ЛИМ [9, 29, 24]. Модель А.И. Вольдека [15] одна из первых моделей ЛИМ. В данной модели предполагается однородное распространение токов в объеме немагнитного зазора, вторичный элемент и сердечник индуктора принимаются бесконечно длинными; продольный краевой эффект учитывается ограниченной длиной токового распределения. Развитие одномерной теории продолжилось в работах Е.М. Огаркова [43, 77].

В работах Н.М. Охременко [44], Я.Я. Лиелпетера [37], J.K. Dukowicz [91], K. Oberretl [96] А.Я. Вилнитиса [13] представлены аналитические методы решения полевых задач как в двух- так и в трехмерной постановках. Решения представлены в виде рядов, насыщение стальных магнитопроводов не учитывалось. В данных задачах вводилось допущение, что ферромагнитные

сердечники ЛИМ выходят за пределы размеров реальных ЛИМ. Данные допущения вызывают значительную погрешность в расчет полей и характеристик ЛИМ [43]. В [87] С. Ямамура рассматривает трех-, двух- и одномерные модели ЛИМ, а так же анализирует области их применения. Установлено, что расхождение результатов, полученных с помощью двух- и трехмерных моделей, невелико.

Двухмерные и трехмерные аналитические решения сложны, трудоемки и внутренне не прозрачны. Из-за указанных недостатков эти решения непригодны для инженерных расчетов. Они могут быть использованы для научных исследований и поверочных расчетов ЛАД [43].

Широкое распространение получили численные методы решения задач теории поля. Численные методы в более полной степени учитывают конструктивные особенности ЛИМ и пригодны для расчета, как установившихся процессов, так и переходных [3, 28, 30]. Электромагнитный расчет ЛИМ на основе метода конечных разностей и метода конечных элементов занимает особое место [12, 40, 45, 51]. При этом весь двигатель разбивается на несколько десятков участков. Параметры отдельных участков определяются путем предварительного численного или аналитического решения полевой задачи на каждом участке при упрощенных граничных условиях. Далее формируется расчетная модель ЛИМ в виде многоэлементной схемы замещения. Решение ведется методами теории цепей.

В настоящее время при расчете электромагнитных, тепловых и гидродинамических процессов все чаще применяют пакеты конечно-элементного анализа типа COMSOL Multiphysics, Elcut, и Ansys. Основной недостаток – сложность адаптации пакета под узкоспециализированные задачи, а также существенным недостатком является высокая стоимость пакетов для отдельного пользователя.

Помимо проанализированных методов при моделировании электромагнитных процессов в ЛИМ находят применение методики, основанных на теории цепей: методы электрических схем замещения [15, 29]; метод

магнитных схем замещения [33], метод детализированных электрических и магнитных схем замещения [59]. При использовании данных методов электрическая машина представляется совместностью электрических и магнитных цепей. Различие методов обуславливается использованием разнообразного уровня детализации ЛИМ.

Весьма интересен численно-аналитический метод, основанный на дискретизации свойств среды, описанный в [32]. Метода расчета заключается в замещении кусочно-однородных сред тонкими ферромагнитными поверхностями бесконечного размера. Источники поля и свойства среды задаются граничными условиями, а расчет основывается на решении уравнения Лапласа [59].

Важной частью моделирования МГД-машин является тепловой расчет. Перечислим основные методы исследования тепловых процессов в ЛИМ. В работах [18, 28, 32, 42, 57] описываются методы, предназначенные для разработки вращающихся электрических машин.

Метод тепловых параметров (эквивалентных греющих потерь).

Расчет асинхронных двигателей по данному методу рассмотрен следующими авторами О.А. Некрасов, Г.Г. Рекус, В.В. Шевченко [42].

Для исследования электрических машин, не имеющих конструкционного, гидродинамического, а также теплового сходства с АД нецелесообразно применять данный метод. Это связано с тем что, при определении перегрева температуры обмоток ЛИМ необходима обширная база экспериментальных данных. В связи с разнообразием конструкций ЛИМ существующих баз экспериментальных данных недостаточно.

Метод температурных полей.

В данном методе, на основе общих вопросов законов теплообмена, происходит решение уравнений теплопроводности, составленных для всех элементов (конструкционных) машины [4]. Параллельно задаются начальные и граничные условия.

Коэффициенты теплоотдачи и теплопроводности, удельные мощности тепловых источников представляются функциями координат температуры и пространства.

$$c\rho \frac{dT_i}{dt} = \frac{\partial}{\partial x}(\lambda_{ix} \frac{dT_i}{dx}) + \frac{\partial}{\partial y}(\lambda_{iy} \frac{dT_i}{dy}) + \frac{\partial}{\partial z}(\lambda_{iz} \frac{dT_i}{dz}) + q_i(x, y, z, t). \quad (1.2)$$

В формуле (1.2): q_i – удельная мощность источника тепла; λ_{ix} , λ_{iy} , λ_{iz} – коэффициенты теплопроводности i -го элемента в каждом направлении; T_i – температура i -го элемента. c и ρ – удельная теплоемкость и плотность материала i -го элемента; Метод температурных полей впервые описан Е. Арнольдом и в последующем дорабатывался О. Бемом, А.Е. Алексеевым и др.[5, 6].

В связи с некоторой неопределенностью, при задании начальных данных, в тепловом расчете (неточности вентиляционного расчета, распределение потерь в машине) а также возможности аналитического расчета дифференциальных уравнений только лишь в тривиальных случаях, данный метод подходит лишь для решения отдельных задач связанных с нагревом или охлаждением отдельных частей ЛИМ [4].

Метод эквивалентных тепловых схем (ЭТС).

Метод эквивалентных тепловых схем разрабатывался для расчета тепловых полей в активных частях электрических машин при двух - и трехмерной постановке задач [4, 18]. Данный метод легко встраивается в расчет тепловых режимов специальных технологических устройств, таких как МГД-насосы.

Упрощение решения двухмерных процессов теплопроводности впервые предложено в работе Зольберга в 1931г. [4, 52]. Весомый вклад в развитие данного метода внесли Алексеев А.Е., Гака И., Этому вопросу посвящено множество работ [4-6, 15, 18, 28, 37, 42, 52, 57, 59, 75, 85] связанных с решением различных задач. Данный метод основывается на единстве формы уравнений теплообмена и закона Ома [29, 41, 59].

$$\begin{aligned}
 Q &= \frac{\lambda \cdot S \cdot \Delta T}{\delta} = \frac{\Delta T}{R_{\lambda}}, \\
 I &= \frac{\gamma \cdot S \cdot \Delta U}{l} = \frac{\Delta U}{R_{\gamma}}, \\
 P &= \sum_{i=1}^n Q_i,
 \end{aligned}
 \tag{1.3}$$

где S – сечение проводника; ΔT – изменение температуры по длине; λ – коэффициенты теплопроводности; γ – удельная электрическая проводимость; R_{λ} – тепловое сопротивление участка на пути теплового потока; ΔU – разность потенциалов по длине проводника l ; R_{γ} – электрическое сопротивление; I – ток; Q – тепловой поток; P – мощность тепловых потерь анализируемой области.

Видно, что в эквивалентных тепловых схемах тепловые потоки соответствуют электрическим токам, тепловые сопротивления соответствуют электрическим сопротивлениям, а разность температур соответствует разности потенциалов [5, 6].

Применение численных методов для расчета тепловых процессов в МГД-насосах, например, метода Рунге-Кутты, и математических пакетов типа Mathcad, позволяет получить “быстрое” решение, что бесспорно упрощает расчет по сравнению с методами МКР и МКЭ

Метод конечных разностей, метод конечных элементов.

Метод конечных разностей и метод конечных элементов получили широкое применение в универсальных программных пакетах, предназначенных для решения полевых задач. Данные методы основаны на решении линейных и нелинейных дифференциальных уравнений при статическом режиме и решении алгебраических уравнений при динамических расчетах. Современные пакеты в полной степени подходят для решений уравнений теплопроводности метод конечных элементов и конечных разностей, как для статических, так и для динамических режимов. Наибольшее распространение получили следующие пакеты: ANSYS – один из первых пакетов конечно-элементного анализа. COMSOL Multiphysics – пакет для решения связанных полевых задач, Elcut –

практически единственный отечественный пакет, данного типа, AGROS 2D – пакет, разработанный Университетом Западной Богемии и основанный на методе конечных элементов высокого порядка [89].

Данные программные пакеты предназначены для решения полевых задач различного типа и обладают практически одинаковой точностью и возможностями. Задачи, поставленные в данной работе, решались при помощи COMSOL Multiphysics и Elcut, в основном это связано с имеющимися в УрФУ лицензиями на данные пакеты. Результаты моделирования показали достаточную сходимость с экспериментальными данными.

1.4 Постановка задач исследования.

Результатами анализа существующих конструкций МГД-насосов, а также существующих методов расчета и анализа, выделяются следующие задачи:

1. Разработка достаточно простых и доступных математических моделей для проектирования МГД-насосов и анализа их электромагнитных и тепловых процессов в рабочих режимах, Адаптация существующих методик расчета к конкретным конструктивным особенностям индукционных МГД-устройств.
2. Исследование и сравнение эффективности различных типов обмоток индуктора МГД-насоса.
3. Разработка методики расчета МГД-насосов с применением трехмерных 3D пакетов конечно-элементного анализа для учета краевых эффектов, позволяющую произвести расчет характеристик разрабатываемого МГД-насоса, выбрать геометрические размеры машины с учетом оптимального получаемого усилия как на заданной частоте источника питания, так и при подборе частоты.
4. Проведение оптимизации размера пазовой зоны индуктора МГД-насоса.
5. Создание экспериментальной установки и сравнение результатов расчета характеристик устройства с данными, полученными экспериментальным путем.

6. Разработка практических рекомендаций и технических решений для создания технологически совершенных обмоток ПЛИН с применением современных теплоизоляционных материалов и новейших способов обработки металлов и создания опытно-промышленного образца МГД-насоса для перекачки жидкого магния для ОАО «КУМЗ».

1.5 Выводы

1. В главе описаны основные виды МГД-насосов для перекачки жидкого магния. Недостатками кондукционных МГД-машин с жидкометаллическим рабочим телом являются: большая величина рабочего тока (сотни тысяч ампер) при малом рабочем напряжении (до 3 В); необходимость применения токопроводящих металлических стенок каналов; трудности в подводе больших токов к жидкому металлу. Основное положительное свойство кондукционных устройств - возможность получения больших плотностей электродинамических сил, действующих на проводящую среду.

Характерной особенностью индукционных плоских машин является наличие у них поперечного краевого эффекта в распределении вторичных токов. Устранение поперечного краевого эффекта достигается при изготовлении цилиндрической МГД – машины, однако недостатком данных МГД-насосов является сложность в замене металлотракта при его зарастании в процессе эксплуатации.

На основании проведенного анализа сделан вывод, что для перекачки жидкого магния наиболее приемлемой является конструкция плоского линейного индукционного насоса. Это связано с отсутствием необходимости токоподвода к жидкому металлу а также с отсутствием необходимости подвода больших рабочих токов. В отличие от цилиндрических МГД-насосов в плоских индукционных МГД-насосах есть возможность быстрой замены металлотракта при его зарастании.

2. Рассмотрены методы электромагнитного расчета и расчета тепловых процессов индукционных устройств. Универсальные пакеты, использующие для моделирования методы конечных разностей и конечных элементов, предусматривают избыточную детализацию рассматриваемой области, что в свою очередь вызывает существенный рост времени вычисления, особенно при усложнении модели, например, при устранении допущений, связанных с нелинейными свойствами материалов, или добавлении связей между модулями расчета полей различной физической природы. Использование универсальных компьютерных пакетов, таких как Ansys и Comsol, предполагает наличие достаточно высокой квалификации пользователей в области специальных разделов математики, что отсекает широкий круг возможных пользователей этих компьютерных пакетов. Поэтому данные пакеты мало пригодны для практических расчетов в процессах проектирования и оптимизации МГД-устройств.

Использование метода ДСЗ позволяет свести задачу расчета поля к задаче расчета цепи с более крупным шагом детализации области моделирования. В методе ДСЗ существует связь между расчетами физических полей различной природы.

Метод эквивалентных электрических, магнитных и тепловых схем замещения легко встраивается в процедуру исследования динамических тепловых режимов работы МГД-насоса. Применение численных методов в расчете, например, метода Рунге-Кутты, и математических пакетов типа Mathcad, позволяет получить “быстрое” решение задачи в отличие от методов МКР и МКЭ.

3. Сформулированы задачи диссертационной работы. Одной из основных задач является разработка достаточно простой и доступной математической модели для проектирования МГД-насосов и анализа их электромагнитных и тепловых процессов в рабочих режимах.

ГЛАВА 2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ МГД-НАСОСА

Современным подходом к моделированию процессов в сложных взаимосвязанных системах является компьютерное моделирование. Этот подход позволяет существенно снизить затраты на изготовление опытных образцов проектируемых устройств, предсказать поведение системы в различных режимах и оптимизировать конструкцию проектируемого устройства, не прибегая к изготовлению прототипа.

Сложившейся тенденцией стало использование коммерческих пакетов компьютерного моделирования использующих метод конечных элементов для решения широкого спектра взаимосвязных задач. К таким компьютерным пакетам можно отнести используемые в настоящее время Comsol Multiphysics, Ansys. Для решения многих несложных задач можно использовать отечественный пакет Elcut. Эти пакеты позволяют в большинстве случаев производить моделирование сложных процессов в 2D и 3D постановках при минимальном количестве допущений. [76, 80, 89, 90]

При очевидных достоинствах такого подхода (высокая точность и достоверность вычислений, удовлетворительная скорость вычислений, при достаточно высокой производительности компьютерной техники и т.д.) можно отметить и существенные недостатки:

- использование универсальных компьютерных пакетов, таких как Ansys и Comsol, предполагает наличие достаточно высокой квалификации пользователей в области специальных разделов математики, что отсекает широкий круг возможных пользователей этих компьютерных пакетов;
- существенный рост времени вычисления при усложнении модели, например, при устранении допущений, связанных с нелинейными свойствами материалов, или добавлении связей между модулями расчета полей различной физической природы;

– высокая стоимость как самих пакетов, так и компьютерного оборудования, предназначенного для высокопроизводительных вычислений (суперкомпьютер).

Приведенные выше недостатки делают вышеназванные пакеты доступными в основном для крупных коллективов НИИ, или для фирм, специализирующихся на решении подобных задач.

Промежуточное положение между “тяжелыми” пакетами и инженерными методиками занимают методы приближенных вычислений, основанные на методе детализированных схем замещения [12, 24, 59, 60].

Разработанная математическая модель индукционного МГД-насоса подходит для инженерного, поверочного, расчета характеристик МГД-насоса с определенными геометрическими параметрами.

Основной задачей математической модели МГД-насоса ставилось определение тяговых усилий, необходимых для перекачивания жидкого металла по металлотракту. Особое внимание уделяется тепловому расчету МГД-насоса, рассчитываемому исходя их активных мощностей, выделяющихся в элементах МГД-насоса, а так же учету значительной температуры металлотракта.

2.1 Блок-схема расчета МГД-насоса

На рисунке 2.1 представлена блок-схема алгоритма расчета параметров МГД-насоса.

В начале расчета происходит задание исходных данных: геометрия исследуемой модели, плотности тока в обмотках, частоты тока. Электромагнитный расчет производится методом ДСЗ [59, 60]. На первоначальном этапе определяются сопротивления само- и взаимной индукции фаз индуктора при единичных токах, на следующем – рассчитываются действующие (реальные) токи при помощи найденных сопротивлений, на последнем – определяются потоки и все остальные величины при условии питания индуктора найденными токами [56, 59]. Результаты электромагнитного расчета выражаются в следующем виде: распределение электромагнитных усилий во вторичном элементе МГД-насоса, плотности тока в исследуемой области, распределение магнитных потоков и индукции, а также мощности, выделяющиеся во всех расчетных областях – активная мощность потерь в индукторе, мощность, выделяющаяся во вторичном элементе, полная и электромагнитная мощности установки.

Полученные результаты передаются в блок теплового расчета. По методу ЭТС осуществляется тепловой расчет. Тепловой расчет позволяет определить влияние температуры вторичного элемента на элементы МГД-насоса а также предельные допустимые токовые нагрузки в индукторе. Расчет производится в динамическом режиме работы и дает картину изменения значений температур тепловых масс во времени. При необходимости получения более точного распределения температуры в отдельных частях МГД-насоса необходимо увеличить степень детализации.

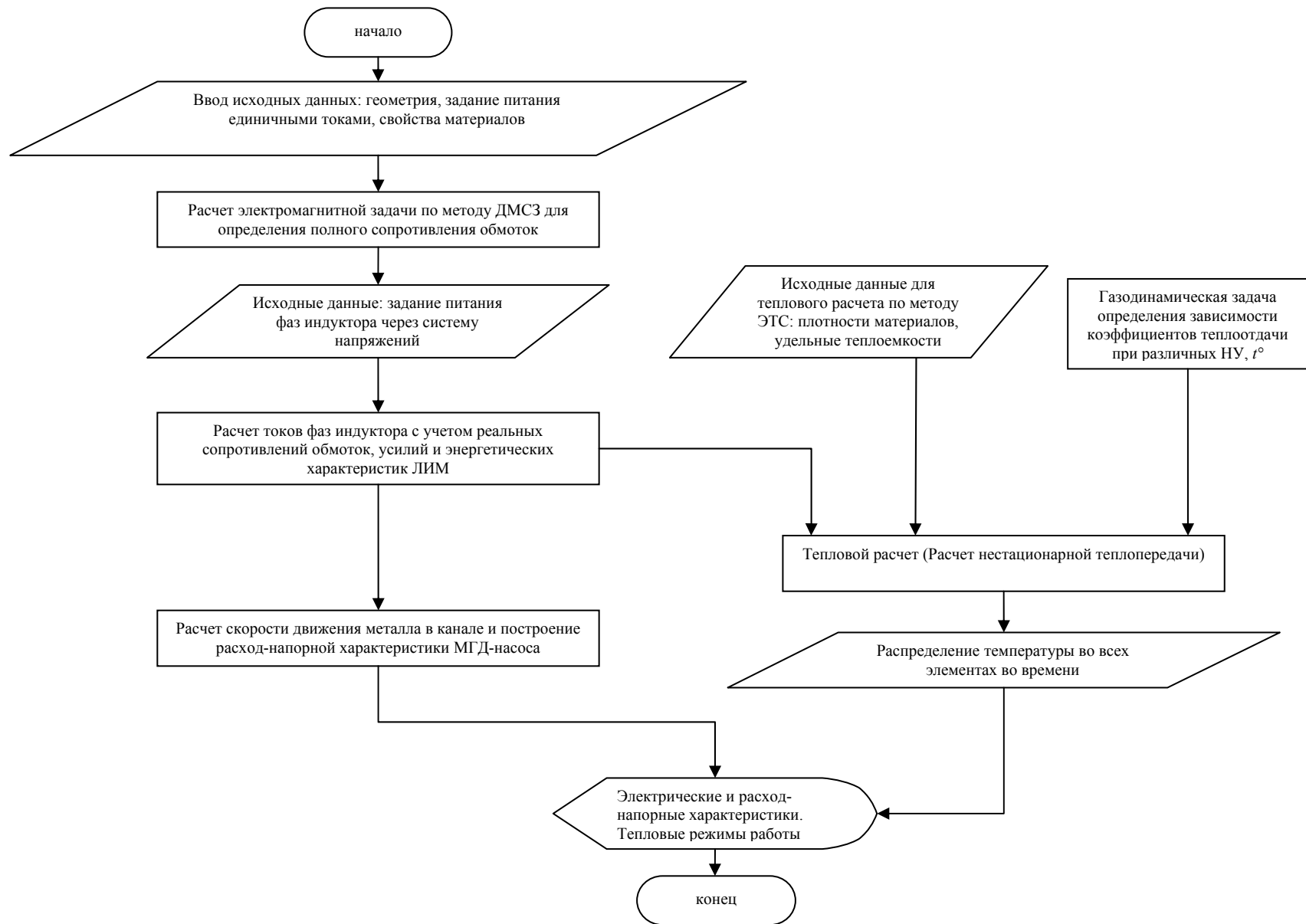


Рисунок 2.1 – Блок-схема расчета МГД-насоса

2.2 Электромагнитная модель

Электромагнитная модель основана на методе детализированных электрических и магнитных схем замещения [59, 60].

Расчетная область модели включает в себя послойно индуктор, теплоизоляцию канала, проводящую стенку канала и металл в канале. По продольной оси можно выделить участки краевых зон и участки активной зоны. Моделируемый МГД-насос представляет собой плоско-симметричную систему, плоскость антисимметрии которой разделяет насос на две равные части с разноименными магнитными полюсами относительно этой плоскости (Рисунок 2.2).

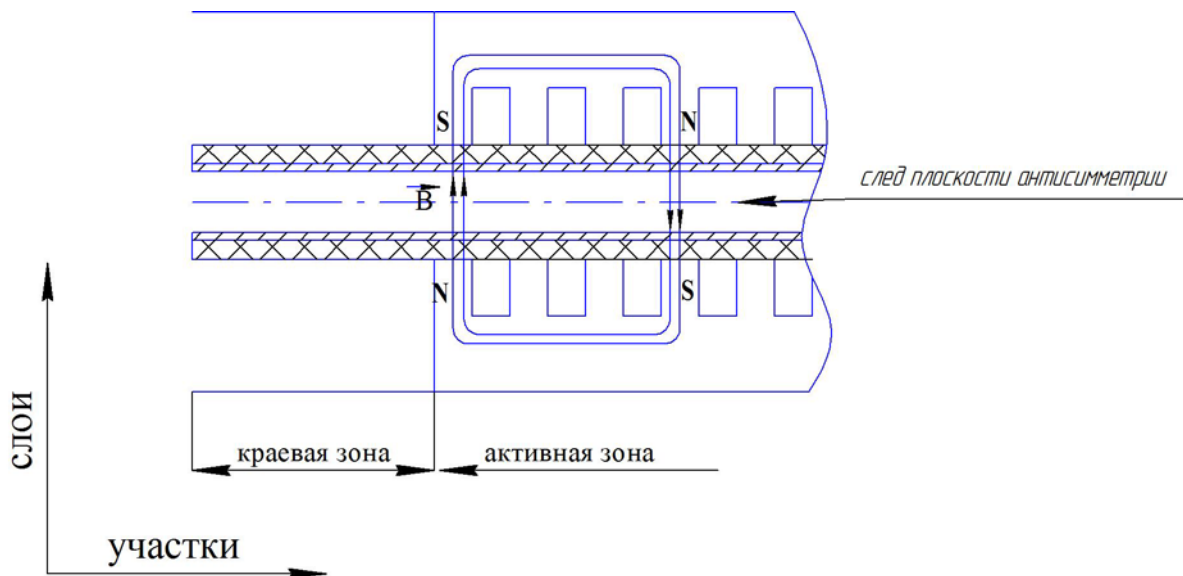


Рисунок 2.2 – Моделируемая область

На рисунке 2.3. показан участок детализированной схемы замещения моделируемого плоско-симметричного насоса.

Для замыкания магнитного потока за границей следа плоскости антисимметрии в слоях модели, граничащих с ним, установлены магнитные шунты – магнитные сопротивления, определяемые искусственно завышенной магнитной проницаемостью в тангенциальном направлении.

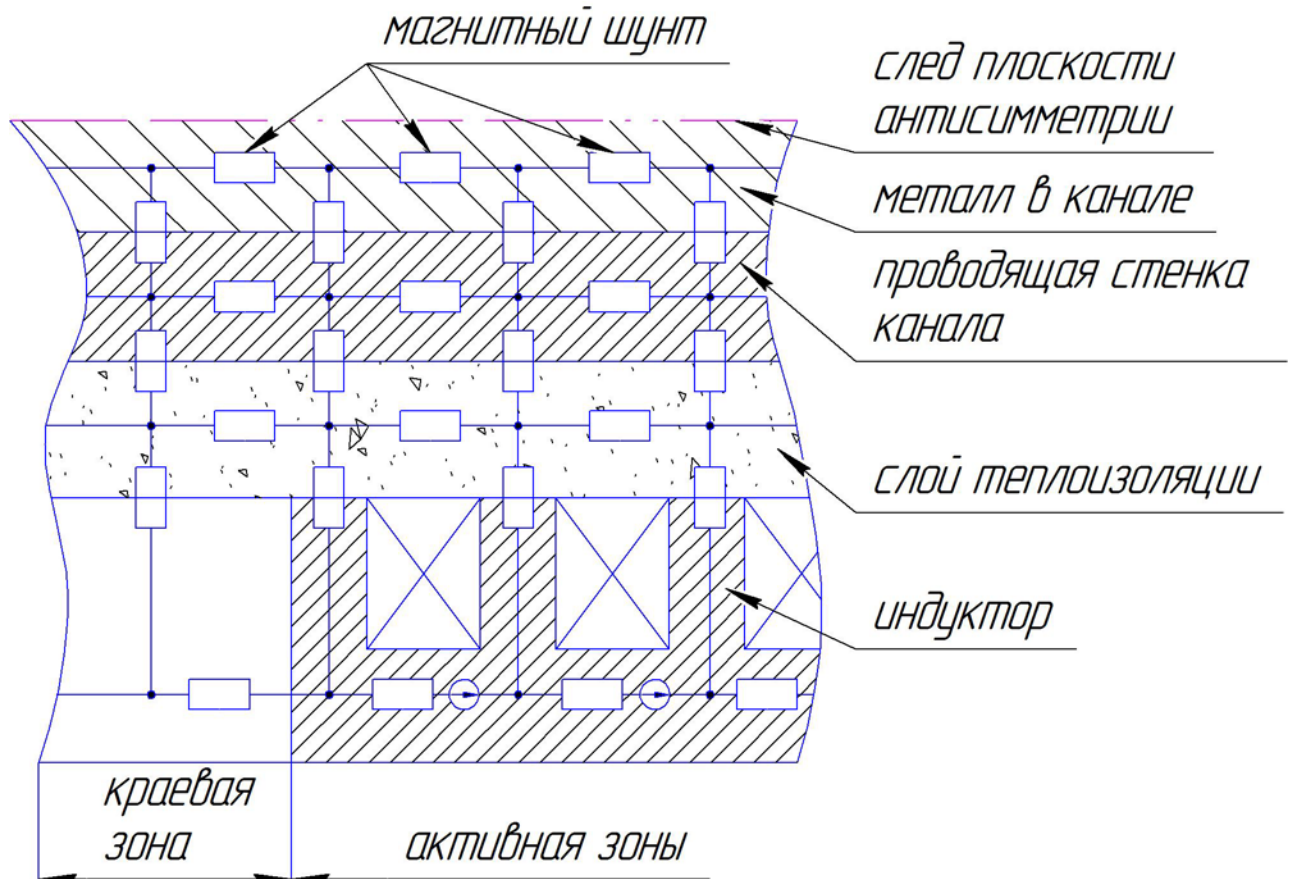


Рисунок 2.3 – Участок упрощенной детализированной магнитной схемы замещения плоского индуктора с поперечным полем

Для моделирования пазового рассеяния в индукторе, в нем выделяется несколько слоев (Рисунок 2.4). При этом образуются пути для потока пазового рассеяния, что позволяет более точно учесть это явление при моделировании, чем при помощи поправочных коэффициентов, расписанных в [15, 30, 59, 75].

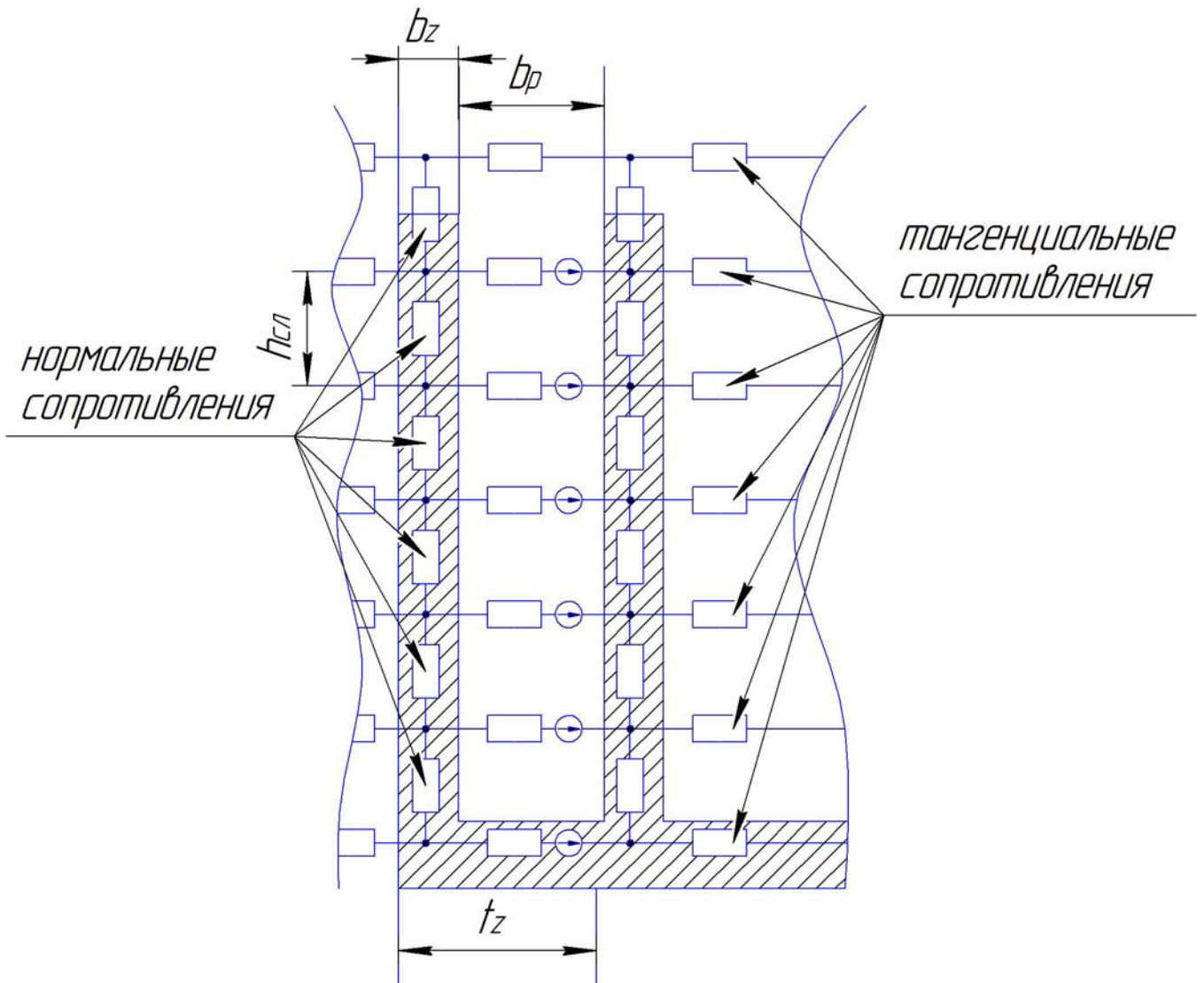


Рисунок 2.4 – многослойная структура индуктора

Величина сопротивления нормальному потоку (нормальное магнитное сопротивление) в зубцовой зоне определяется величиной магнитной проницаемости зубца с учетом соотношения ширины зубца и ширины паза.

$$R_n = \frac{1}{\mu_n} \cdot \frac{h_{сл}}{t_z \cdot l} \cdot \frac{b_p + b_z}{b_p} \quad (2.1)$$

где:

μ_n – нормальная магнитная проницаемость слоя,

$h_{сл}$ – высота слоя,

t_z – зубцовое деление,

l – ширина индуктора.

Значение МДС в пазах индуктора определяются исходя из уравнения:

$$(F) = U_n \cdot K_F \cdot (I) \quad (2.2)$$

где:

$$(F) = \begin{pmatrix} \dot{F}_1 \\ \dot{F}_2 \\ \dot{F}_3 \\ \vdots \\ \dot{F}_n \end{pmatrix} - \text{матрица МДС,}$$

$$(I) = \begin{pmatrix} \dot{I}_A \\ \dot{I}_B \\ \dot{I}_C \end{pmatrix} - \text{матрица токов.}$$

K_F – обмоточная матрица

Для простого случая, когда обмотка индуктора укладывается в один слой, транспонированная обмоточная матрица выглядит следующим образом (6 пазов, 2 полюса).

$$K_F = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}^T$$

краевая зона индуктор(активная) краевая зона

При двухслойном (двухуровневом) расположении катушек и укладке обмоток с укорочением шага в одном пазу оказываются проводники, по которым протекают токи разных фаз. Также при формировании матриц следует учитывать свободные стороны катушек, расположенные за пределами магнитопровода. В этом случае необходимо определить матрицы формирования МДС для каждого из слоев (уровней) обмотки.

$$K_{F_{\text{верх}}} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & 0 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}^T$$

$$K_{F_{\text{низ}}} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & -1 & -1 \end{pmatrix}^T$$

краевая зона активная зона краевая зона

Схема моделируемой обмотки приведена на рисунке 2.5

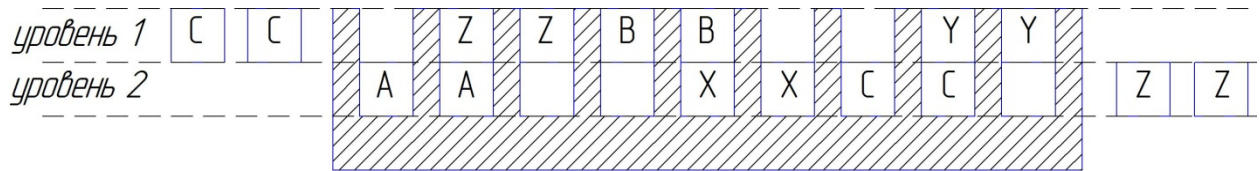


Рисунок 2.5 – Двухполюсная двухслойная(двухуровневая) концентрическая обмотка с укороченным шагом и свободными сторонами

Расчет дифференциальных и интегральных параметров индуктора при питании обмоток от источника напряжения производится в следующем порядке:

1. Определяются контурные магнитные потоки в ДМСЗ при питании обмотки единичными токами.
2. По найденным значениям магнитных потоков определяются ЭДС в обмотках индуктора при заданных единичных токах:

$$(E) = -j\omega U_n \cdot K_{F\text{верх}}^T \cdot (\Phi) - j\omega U_n \cdot K_{F\text{низ}}^T \cdot (\Phi) \quad (2.4)$$

где:

$$(E) = \begin{pmatrix} \dot{E}_A \\ \dot{E}_B \\ \dot{E}_C \end{pmatrix} - \text{матрица ЭДС фаз,}$$

U_n – число витков в катушке,

$K_{F\text{верх}}, K_{F\text{низ}}$ – матрицы формирования МДС в верхнем и нижнем уровнях пазов обмотки,

(Φ) – матрица потоков. τ_Z

3. По найденному значению ЭДС определяем сопротивление фаз индуктора.

$$\begin{pmatrix} \dot{U}_A \\ \dot{U}_B \\ \dot{U}_C \end{pmatrix} = \underbrace{\begin{pmatrix} \underline{Z}_A & 0 & 0 \\ 0 & \underline{Z}_B & 0 \\ 0 & 0 & \underline{Z}_C \end{pmatrix}}_{(Z)} \cdot \begin{pmatrix} \dot{I}_A \\ \dot{I}_B \\ \dot{I}_C \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} \dot{E}_A \\ \dot{E}_B \\ \dot{E}_C \end{pmatrix} \quad (2.5)$$

где:

(Z) – матрица электрических сопротивлений фаз индуктора,

$$\underline{Z}_A = R_A + j\omega L_A, \quad \underline{Z}_B = R_B + j\omega L_B, \quad \underline{Z}_C = R_C + j\omega L_C \quad (2.6)$$

где R_A, R_B, R_C - активное сопротивление фаз обмоток;

$j\omega L_A, j\omega L_B, j\omega L_C$ - комплексное выражение индуктивных сопротивлений фаз обмоток.

4. Определяем токи фаз при приложенном реальном напряжении.

$$(I) = (Z)^{-1} \cdot (U) \quad (2.7)$$

где:

$$(Z) = \begin{pmatrix} \underline{Z}_A & 0 & 0 \\ 0 & \underline{Z}_B & 0 \\ 0 & 0 & \underline{Z}_C \end{pmatrix} - \text{матрица сопротивлений}$$

5. Определяем МДС в пазах при приложенном напряжении к катушкам фаз в каждом из уровней (слоев).

$$\begin{cases} (F_{\text{верх}}) = U_{\text{п}} \cdot K_{F_{\text{верх}}} \cdot (I) \\ (F_{\text{низ}}) = U_{\text{п}} \cdot K_{F_{\text{низ}}} \cdot (I) \end{cases} \quad (2.8)$$

6. Распределяем МДС по слоям катушек каждого уровня.

7. Определяем контурные потоки во всей детализированной схеме с учетом скорости течения металла в канале [59, 63].

8. Производим расчет дифференциальных составляющих параметров поля: индукции, плотности тока, удельных объемных усилий, а также интегральных параметров: развиваемых усилий и потребляемых активной и реактивной мощностей фаз.

Фрагменты формуляра расчета приведены в приложении.

2.3 Расчет расход-напорной характеристики насоса

Расход напорная характеристика является важным инструментом для определения рабочей точки работы насоса в реальных условиях. Параметры насоса, определяемые с ее помощью, могут быть выражены через интегральные параметры линейной индукционной машины, лежащей в основе его конструкции. Следует учесть также потерю давления трением жидкости в канале.

Расход может быть выражен через сечение и скорость течения жидкости в канале насоса:

$$Q = V \cdot S, \quad (2.9)$$

где:

V – скорость,

S – сечение канала.

Напор в свою очередь складывается из давления, создаваемого насосом и потери давления от трения жидкости в канале.

$$P = \frac{F}{S} - \Delta P_{\text{тр}}, \quad (2.10)$$

где:

F – тяговое усилие в канале насоса,

$\Delta P_{\text{тр}}$ – потери давления трением.

Напор на характеристике обычно выражается в метрах столба перекачиваемой жидкости:

$$H_{\text{ид}} = \frac{P}{\gamma \cdot g} = \frac{F}{S \cdot \gamma \cdot g}, \quad (2.11)$$

где:

γ – плотность перекачиваемой среды;

g – ускорение свободного падения.

Потеря напора, выражается в метрах, может быть определена по формуле[60].

$$\Delta H_{\text{тр}} = \lambda \cdot \frac{l_k}{D} \cdot \frac{V^2}{2 \cdot g} \quad (2.12)$$

где:

V – скорость течения металла;

λ – коэффициент потери давления [81];

$$\lambda = \frac{0.3164}{\sqrt[4]{Red}}$$

Red – число Рейнольдса;

l_k — длина канала насоса;

D — условный внутренний диаметр канала;

$$D = \sqrt{\frac{4 \cdot S}{\pi}},$$

где:

S — сечение канала в свету.

2.4 Тепловая модель МГД-насоса

Для расчета тепловых процессов в МГД-насосе используется метод эквивалентных тепловых схем замещения, хорошо зарекомендовавшим себя в тепловых, расчетах других электрических машин и позволяющий с успехом исследовать как установившиеся, так и переходные тепловые процессы [4, 6].

Рассмотрим на рисунке 2.6 эскиз МГД-насоса, по которому составляется ЭТС. Схема выделяет элементы являющиеся тепловыми источниками и тепловыми проводимостями.

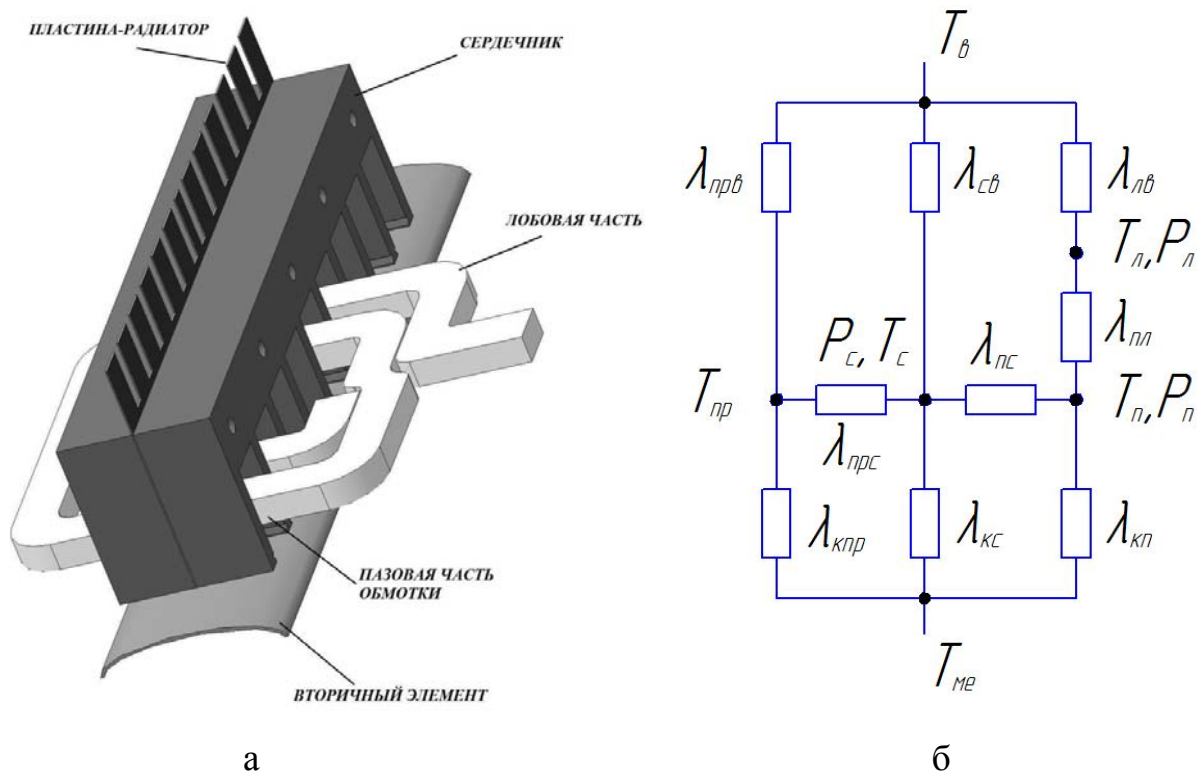


Рисунок 2.6 – Эскиз (а) и эквивалентная тепловая схема МГД-насоса (б)

Для данной схемы составляется система дифференциальных уравнений. В данном случае производится анализ тепловых режимов индукционного МГД-насоса, предназначенного для бесконтактной транспортировки расплавленного металла. Принимаем температуру ВЭ постоянной. Основной задачей расчета является проверка индуктора и обмоток МГД-насоса на возможный перегрев. В связи с этим при составлении тепловой схемы выделяются следующие тепловые массы: сталь индуктора, алюминий лобовой части обмотки, алюминий пазовой части обмотки, алюминий пластин радиаторов, теплоизоляция канала, предполагая что теплообмен осуществляется только теплопроводностью между ВЭ и индуктором.

На рисунке 2.6а изображен эскиз МГД-насоса, на рисунке 2.6б приведена эквивалентная тепловая схема МГД-насоса, описанная системой дифференциальных уравнений (2.12). Необходимость выделения пластин радиаторов как отдельной тепловой массы обусловлено необходимостью исследования эффективности их применения, при естественном и форсированном охлаждении.

Как говорилось выше, воздушного зазора между теплоизоляцией канала и индуктором нет, поэтому в уравнениях теплопередачи нет слагаемого, учитывающего теплоперенос излучением. Так как МГД-насос является двухсторонней линейной машиной и температуру металла мы задаем постоянной, то считаем, что теплоотдачи с обратной стороны ВЭ нет.

$$\begin{cases} c_l \cdot M_l \frac{dT_l}{dt} = -(\lambda_{lv} + \lambda_{nl}) \cdot T_l + \lambda_{lv} T_v + \lambda_{nl} T_n + P_l, \\ c_n \cdot M_n \frac{dT_n}{dt} = -(\lambda_{nl} + \lambda_{kn} + \lambda_{nc}) \cdot T_n + \lambda_{kn} T_{me} + \lambda_{nl} T_l + \lambda_{nc} T_c + P_n, \\ c_c \cdot M_c \frac{dT_c}{dt} = -(\lambda_{nc} + \lambda_{nrc} + \lambda_{cv} + \lambda_{kc}) \cdot T_c + \lambda_{cv} T_v + \lambda_{nc} T_n + \lambda_{nrc} T_{np} + \lambda_{kc} T_{me} + P_c \\ c_{np} \cdot M_{np} \frac{dT_{np}}{dt} = -(\lambda_{knp} + \lambda_{nrc} + \lambda_{npv}) \cdot T_{np} + \lambda_{knp} T_{me} + \lambda_{nrc} T_c + \lambda_{npv} T_v \end{cases}, \quad (2.13)$$

где T_c , T_v , T_n , $T_{уз}$, T_{me} , T_{np} , T_v – температуры магнитопровода, лобовых частей обмотки, пазовых частей обмотки, тепловой изоляции канала, вторичного элемента, пластин радиаторов, воздуха;

$c_c, c_{л}, c_n, c_{np}$ - теплоемкости сердечника магнитопровода, лобовой и пазовой частей обмотки, пластин радиаторов;

$M_c, M_{л}, M_n, M_{np}$ - масса сердечника, лобовой части и пазового алюминия индуктора, пластин радиаторов;

$\lambda_{лв}$ - тепловая проводимость между воздухом и лобовой частью обмотки;

$\lambda_{нл}$ - тепловая проводимость между лобовой и пазовой частью обмотки;

$\lambda_{нс}$ - тепловая проводимость между сердечником магнитопровода и пазовой частью обмотки;

$\lambda_{св}$ - тепловая проводимость между сердечником и воздухом;

$\lambda_{кс}$ - тепловая проводимость между теплоизоляцией канала и сердечником магнитопровода;

$\lambda_{нрс}$ - тепловая проводимость между пластинами радиаторами и сердечником магнитопровода;

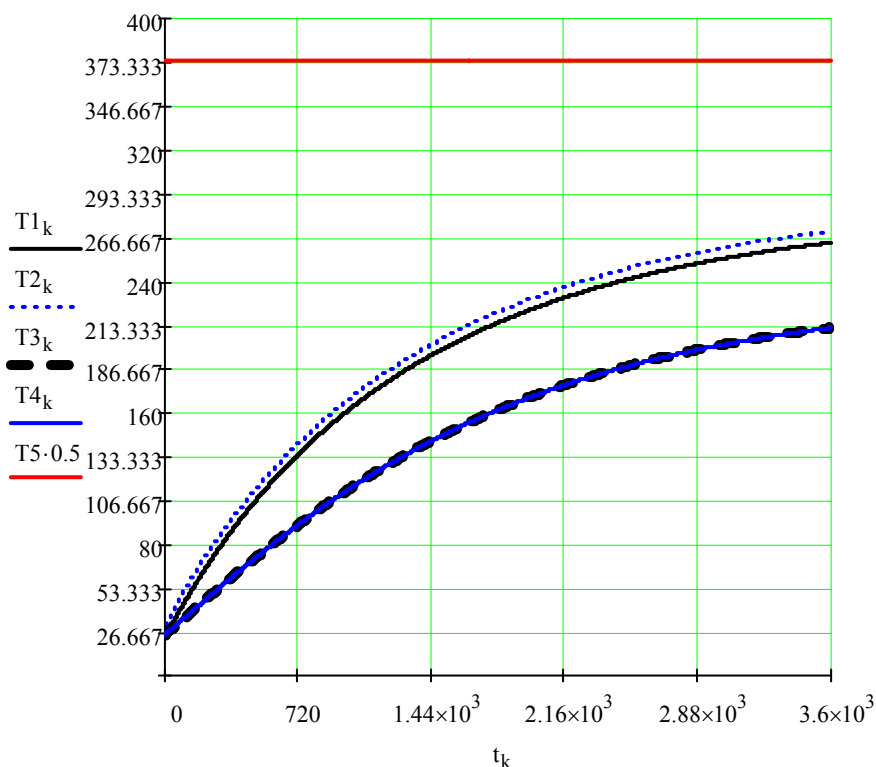
$\lambda_{кп}$ - тепловая проводимость между теплоизоляцией канала и пазовой частью обмотки;

$\lambda_{кпр}$ - тепловая проводимость между теплоизоляцией канала и сердечником;

$\lambda_{нрв}$ - тепловая проводимость между пластинами-радиаторами и воздухом

На схеме (рис. 2.6 б) указаны обозначения тепловых проводимостей, которые используются в компьютерной программе для расчета тепловых режимов МГД-насоса.

С использованием метода Рунге-Кутты четвертого порядка происходит расчет системы дифференциальных уравнений. По результатам полученных данных, происходит построение графики изменения температуры тепловых масс с течением времени (Рисунке 2.7).



Рисунке 2.7 – Графики изменения температуры тепловых масс с течением времени

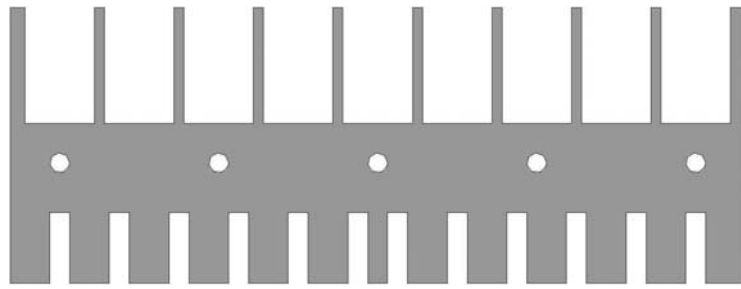
($T1_k$ – температура лобовых частей обмотки индуктора, $T2_k$ – температура пазовых частей обмотки индуктора, $T3_k$ – температура сердечника индуктора, $T3_k$ – температура пластин-радиаторов $T5$ — температура ВЭ)

2.4.1 Особенности тепловой модели МГД-насоса.

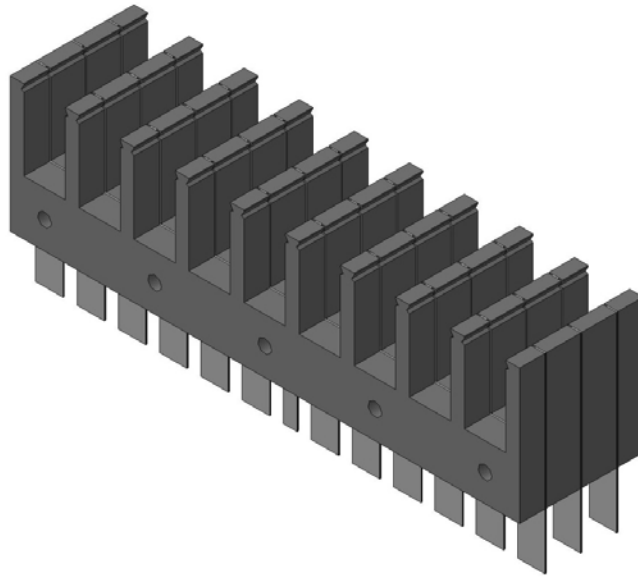
При создании опытно-промышленного образца и проведении поверочного теплового расчета, выявилась необходимость форсированного отведения тепла от индуктора МГД-насоса. Для этого было предложено заменить в трех участках магнитопровода листы электротехнической стали на алюминиевые листы толщиной 1мм и с увеличенной поверхностью теплообмена (Рисунок 2.8).

В связи с этим необходимо учитывать реальные коэффициенты теплоотдачи с поверхности алюминия и стали при естественной и форсированной теплоотдачи.

В пакете Comsol Multiphysics была создана двухмерная модель тепловых и газодинамических процессов при естественной и вынужденной конвекции.



а



б

Рисунок 2.8 Пластина радиатор (а) и магнитопровод в сборе (б)

Задача расчета реальных коэффициентов теплоотдачи сводилась к расчету задачи теплопередачи совместно с решением задачи газодинамики на основе уравнений Навье-Стокса (2.13) для слабосжимаемой среды. Геометрия модели изображена на рисунке 2.9.

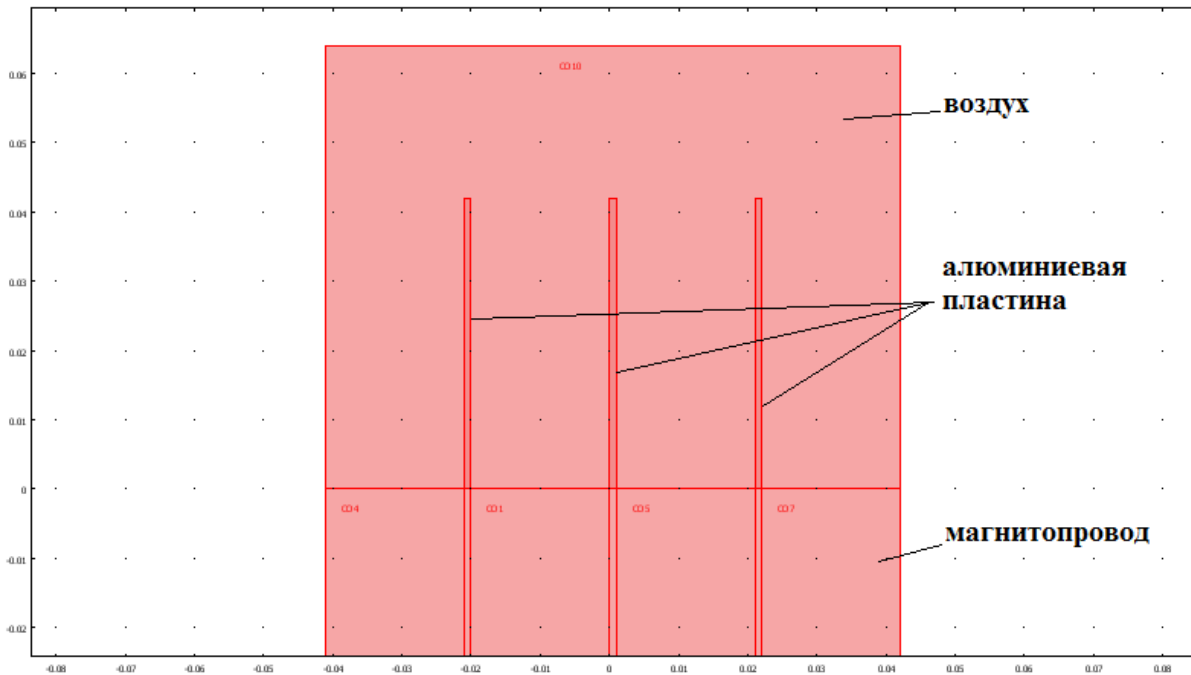


Рисунок 2.9 – Модель тепловых и газодинамических процессов

$$\rho(\mathbf{u} \cdot \nabla)\mathbf{u} = \nabla \cdot [-p\mathbf{I} + \eta(\nabla\mathbf{u} + (\nabla\mathbf{u})^T) - (2\eta/3 - k_{dv})(\nabla \cdot \mathbf{u})\mathbf{I}] + \mathbf{F}\nabla \quad (2.14)$$

$$(\rho\mathbf{u}) = 0$$

Здесь: p – давление, Па;

\mathbf{u} – скорость, м/с;

\mathbf{I} – единичная матрица;

k_{dv} – дилатационная вязкость, Па/с

\mathbf{F} – внутренние силы,

ρ – плотность, кг/м³

η – динамическая вязкость.

Внутренние силы представляют собой Архимедову силу.

$$\mathbf{F} = (\rho - \rho_{ref}) \cdot \mathbf{g} \quad (2.15)$$

где: $g = 9.81 \text{ м/с}^2$

Плотность определяется законом идеального газа:

$$\rho = \frac{pM}{RT} \quad (2.16)$$

где: M – средняя молекулярная масса воздуха, и R – газовая постоянная.

После решения задачи производится операция интегрирования теплового потока по поверхности магнитопровода и пластин-радиаторов для получения коэффициентов теплоотдачи в зависимости от температуры (Рисунок 2.10).

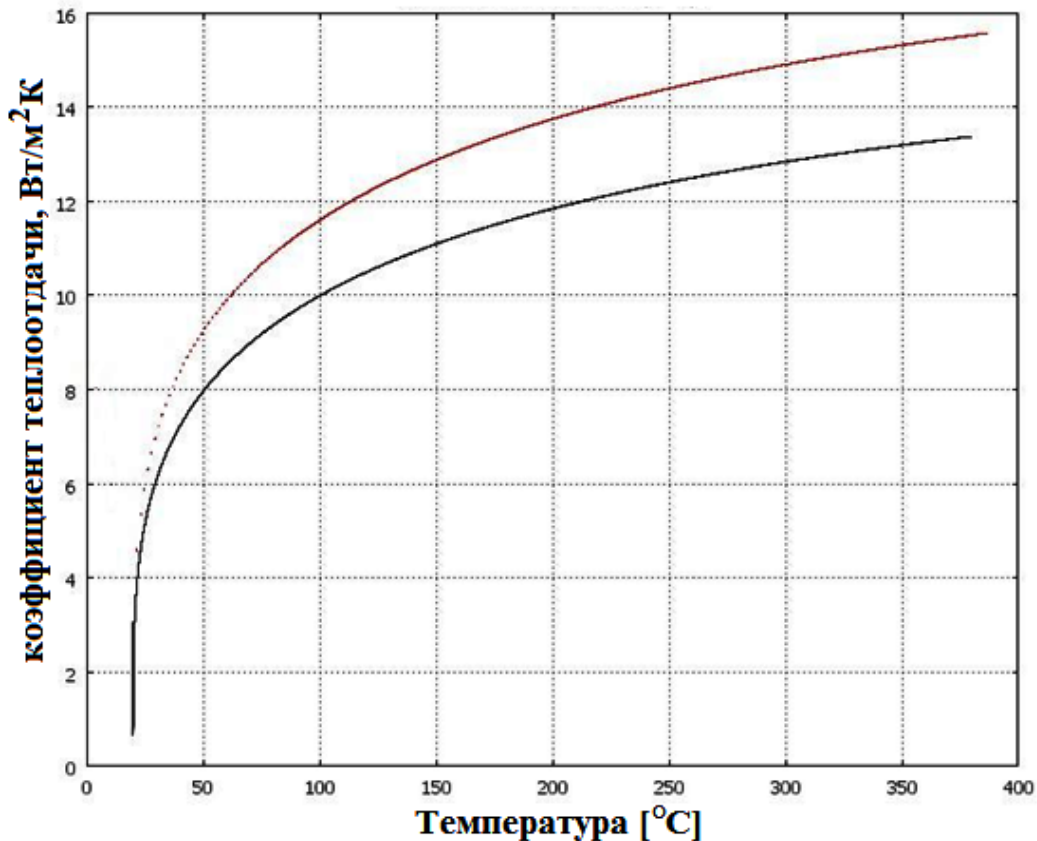


Рисунок 2.10 – Зависимость коэффициента теплоотдачи от температуры.
красная линия – магнитопровод, черная - пластина-радиатор.

Полученные данные коэффициентов теплоотдачи использовались в тепловом расчете по методу ЭТС, вместо справочных данных.

2.5 Верификация модели МГД-насоса

Для верификации разработанной компьютерной модели были проведены эксперименты на опытно-промышленном образце МГД-насоса для перекачки магния, описанном в главе 4.

Исследование опытно-промышленной установки заключалось в замере интегральных параметров установки: линейный общий (на два индуктора) и фазный ток (на каждый индуктор). Обмотки индукторов соединены треугольником, поэтому производились измерения линейных напряжений. Оба индуктора соединены параллельно. Линейный суммарный ток на два индуктора измерялся трансформаторами тока, фазный ток токовыми клещами. Принципиальная схема экспериментальной установки представлена на рисунке 2.11.

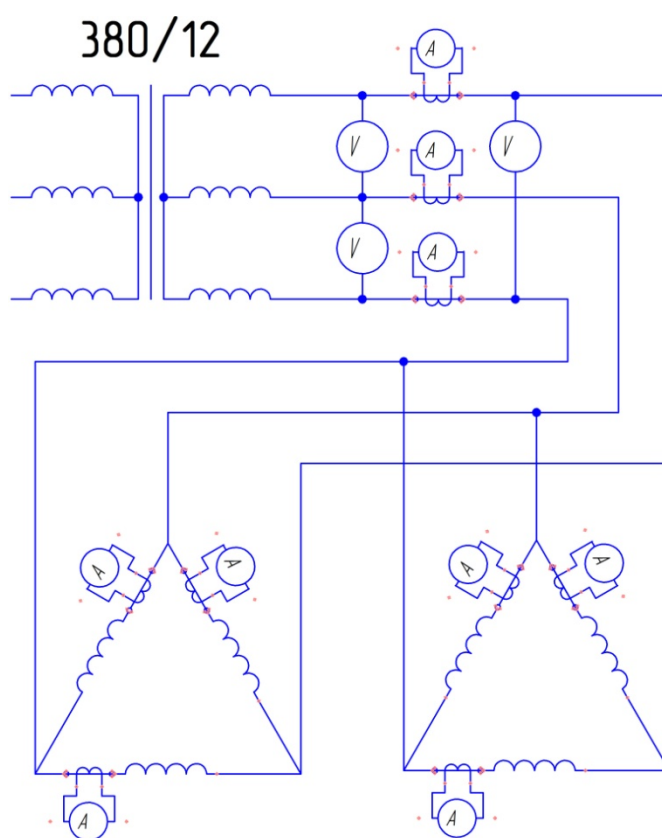


Рисунок 2.11 – Принципиальная схема экспериментальной установки
МГД-насоса

Производилось измерение индукции электромагнитного поля в зазоре МГД-насоса, датчик размещался посередине немагнитного зазора, записывались значения индукции над всеми зубцами и пазами магнитопровода. При помощи динамометра производились замеры развивающего усилия. Измерение усилия производилось на пластине из Al размером 450*100*10мм, пластина размещалась

на двух стеклотекстолитовых площадках шириной 25 мм. Торец пластины находился на уровне входного края установки + 100 мм от края магнитопровода.

Интегральные параметры МГД-насоса представлены в таблице 2.1. В таблице линейные токи приведены на два индуктора, фазные на один. Расчетные данные были получены при помощи разработанной компьютерной модели описанной в главе 2, и приведенной в приложении 1.

Таблица 2.1

Интегральные параметры МГД-насоса

Расчетные данные					Экспериментальные данные				
<i>Эксперимент 1</i>									
Фаза	$U_{Л}, В$	$I_{Л}, А$	$I_{Ф}, А$	$F, Н$	Фаза	$U_{Л}, В$	$I_{Л}, А$	$I_{Ф}, А$	$F, Н$
<i>AB (A)</i>	3.48	177,5	50,3	без ВЭ	<i>AB (A)</i>	3.48	157	50	без ВЭ
<i>BC (B)</i>	4.26	180,1	51,4		<i>BC (B)</i>	4.26	182	53	
<i>CA (C)</i>	4.50	157,4	47,45		<i>CA (C)</i>	4.50	163	46	
<i>Эксперимент 2</i>									
Фаза	$U_{Л}, В$	$I_{Л}, А$	$I_{Ф}, А$	$F, Н$	Фаза	$U_{Л}, В$	$I_{Л}, А$	$I_{Ф}, А$	$F, Н$
<i>AB (A)</i>	5.62	303	110,5	30,4	<i>AB (A)</i>	5.62	318	114	30
<i>BC (B)</i>	6.45	399	114,8		<i>BC (B)</i>	6.45	400	108	
<i>CA (C)</i>	6.51	379	89,03		<i>CA (C)</i>	6.51	349	85	
<i>Эксперимент 3</i>									
Фаза	$U_{Л}, В$	$I_{Л}, А$	$I_{Ф}, А$	$F, Н$	Фаза	$U_{Л}, В$	$I_{Л}, А$	$I_{Ф}, А$	$F, Н$
<i>AB (A)</i>	8,8	422	169,5	67,1	<i>AB (A)</i>	8,8	450	162	68
<i>BC (B)</i>	10,0	537	165		<i>BC (B)</i>	10,0	540	154	
<i>CA (C)</i>	11,3	464	128,6		<i>CA (C)</i>	11,3	460	128	

Максимальное расхождение по току составляет 6,5%.

В результате расчета модели МГД-насоса по методу ДСЗ в среде MathCAD были получены кривые распределения нормальной составляющей индукции в зазоре МГД-насоса, так же в ходе эксперимента производились измерения индукции магнитного поля в зазоре МГД-насоса. Расчетная и экспериментальная кривые представлены на рисунке 2.12. Эксперимент проводился при одинаковых расчетных параметрах. При проведении расчета по методу ДСЗ не учитывается зубчатость индуктора, в то время когда экспериментальное измерение индукции магнитного поля в зазоре имеет явно зубчатый вид, обусловленный зубчатостью

индуктора. Поэтому для сравнения бралась усредненная экспериментальная кривая индукции. Полусное деление $\tau = 180$ мм.

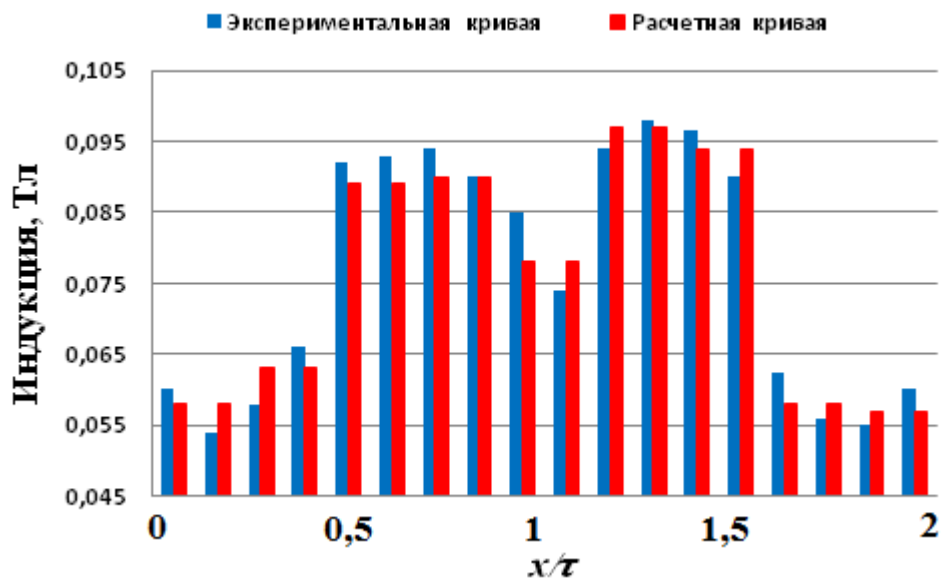


Рисунок 2.12 – Распределение индукции магнитного поля в зазоре МГД-насоса.

При сравнении результатов расчета, полученных в компьютерной модели при решении электромагнитной задачи по методу ДСЗ, с экспериментом расхождение составило не более 8%. Данный факт свидетельствует о том, что предложенная модель, созданная в среде MathCAD, подходит для получения достаточной точности при расчетах интегральных параметров МГД-насосов [72].

При этом затраты времени гораздо меньше, чем при расчете в полевом пакете, решение электромагнитной задачи в пакете Comsol приведено в главе 5. Точность и скорость расчета обеих методик происходили на одном и том же ПК. Время, затраченное на расчет в среде MathCAD по методу ДСЗ составляет 1-3 минут, в то время как в Comsol Multiphysics на каждый расчет требует от 20-90 минут. Основным недостатком лицензионных пакетов, является необходимость перестроения геометрической модели в случае изменения соотношения размеров установки. Данная задача в созданной компьютерной модели и реализованная в среде MathCAD решается численным вводом новых данных геометрии. Можно сделать вывод, что программа в MathCAD по методу ДСЗ пригодна для

инженерного расчета МГД-насосов. Более детальное изучение электромагнитных и тепловых процессов возможно провести в Comsol Multiphysics.

На сегодняшний день пригодность метода ЭТС для анализа теплового состояния индукционных устройств отмечается достаточным количеством авторов [4-6, 18, 38, 56, 59], однако существует необходимость обосновать возможность использования модели на основе метода ЭТС для анализа индукционного МГД-насоса с применением плоских катушек и новейших теплоизоляционных материалов.

При перекачке отдельных металлов, таких как магний, технологический процесс и меры безопасности при разливке не позволяют использовать воду для охлаждения МГД-насосов. Поэтому важным аспектом является оценка теплового состояния МГД-насосов и усовершенствование естественного охлаждения. Для данной задачи были проведены эксперименты по проверке разработанной тепловой модели на опытно-промышленном образце МГД-насоса. На рисунке 2.13 представлен опытно-промышленный образец МГД-насоса установленный на ОАО «Каменск-Уральский металлургический завод» во время отливки магниевого сплава.



Рисунок 2.13 – Отливка магниевого сплава пи помощи опытно-промышленного образца МГД-насоса.

Проведены расчетный и физический эксперимент при отливке магниевого сплава в кристаллизатор скольжения диаметром 680 мм и длиной слитка 3500 мм на ОАО «Каменск-Уральский металлургический завод». Время отливки составило 90 минут. Значения тока и напряжения выбирались исходя из параметров источника питания установки для перекачки магния на ОАО «Каменск-Уральский металлургический завод». Данные приведены в таблице 2.1, эксперимент 3. Производились замеры температур лобовой и пазовой частей обмотки, а также температура магнитопровода. Время эксперимента 5400 сек. Кривые нагрева, полученные в ходе эксперимента за время 1200 секунд представлены на рисунках 2.14-2.16.

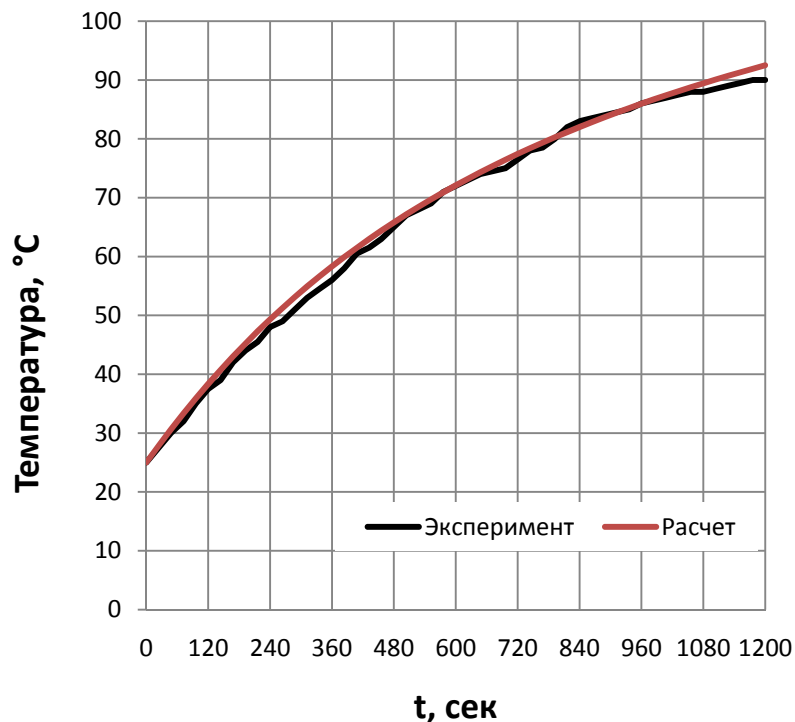


Рисунок 2.14 – Температура лобовой части

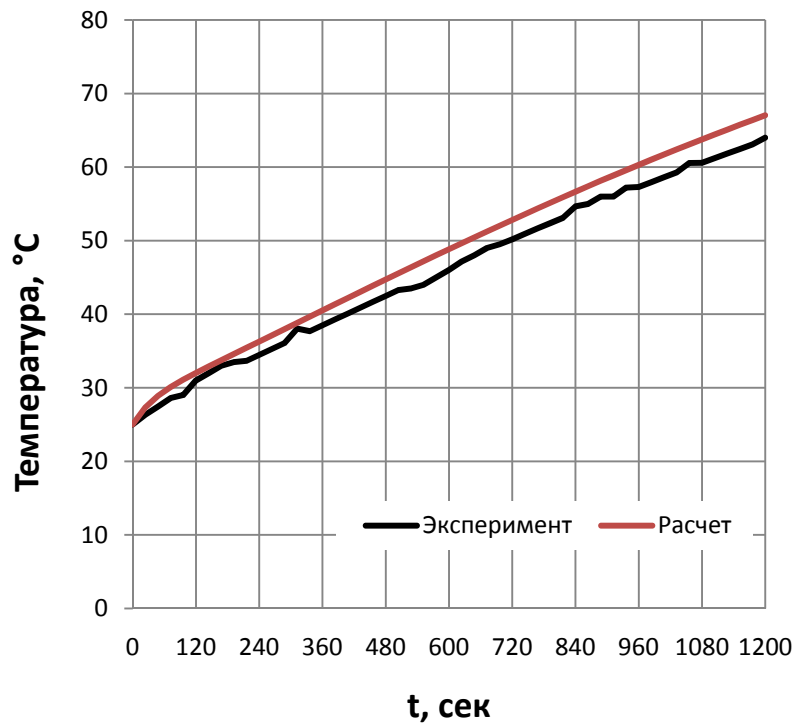


Рисунок 2.15 – Температура пазовой части

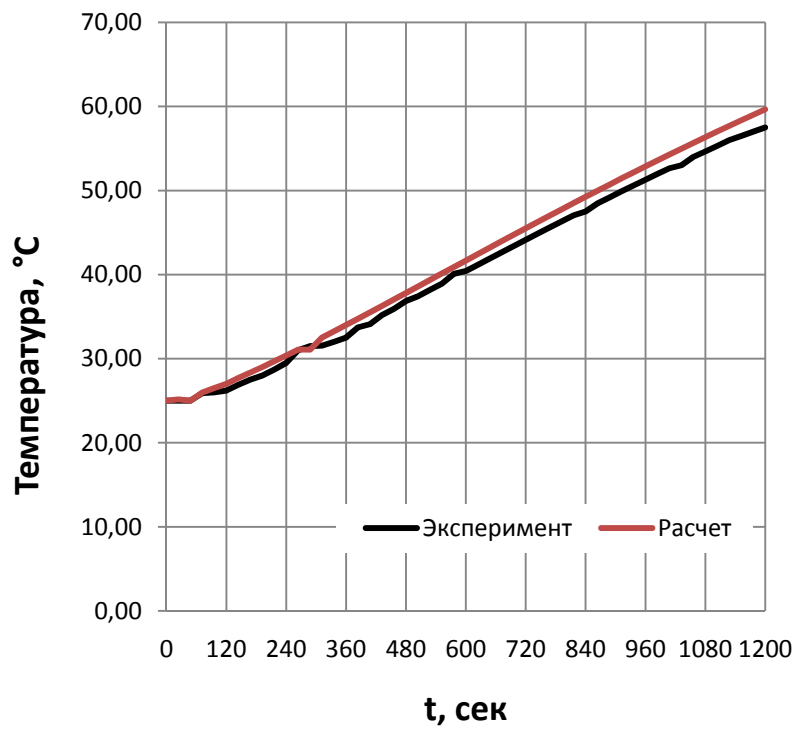


Рисунок 2.16 – Температура магнитопровода

Как видно из графиков на рисунках 2.13-2.15 максимальное расхождение составило порядка 5-7%.

2.6 Выводы

1. В главе описана методика расчета электромагнитных процессов в МГД-насосе по методу ДСЗ. В созданной математической модели учтены особенности конструктивного исполнения обмоток индуктора. В частности, при двухслойном (двухуровневом) расположении катушек и укладке обмоток с укорочением шага, когда в одном пазу оказываются проводники, по которым протекают токи разных фаз, определяются матрицы формирования МДС для каждого из слоев (уровней) обмотки. Также учитываются свободные стороны катушек расположенные за пределами магнитопровода

2. Составлена компьютерная модель МГД-насоса с использованием метода ЭТС для оценки динамики тепловых процессов в насосе. Программа реализована в среде MathCAD в одном формуляре с электромагнитным расчетом. В разработанной модели добавлен алгоритм расчета коэффициентов теплоотдачи с использованием конечно-элементного пакета Comsol (расчет свободной конвекции в задаче газодинамики для слабосжимаемой среды). Предложенная методика благодаря высокой скорости расчета, позволяет вносить корректировки в исходные данные и отслеживать изменения параметров без существенных затрат машинного времени.

3. При сравнении интегральных параметров МГД-насоса, полученных при его моделировании, с данными, полученными экспериментальным путем, расхождение составило не более 8%. Это свидетельствует о том, что предложенная модель, обеспечивает достаточную точность при расчете интегральных параметров МГД-насосов.

ГЛАВА 3. ИССЛЕДОВАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ ОБМОТОК ПЛИН.

3.1 Сравнение схем обмоток ПЛИН с различным числом полюсов.

Изменение величины полюсного деления при заданной длине индуктора возможно лишь при изменении числа полюсов. Таким образом, в нашем случае возможно построение индукторов 6-и, 4-х и 2-х полюсных.

Увеличение полюсного деления неоднозначно влияет на тяговое усилие ЛИМ. С одной стороны увеличение полюсного деления приводит к снижению относительного зазора машины δ/τ , что повышает коэффициент мощности и снижает требуемую МДС индуктора. С другой стороны, увеличение полюсного деления при фиксированной ширине машины уменьшает относительную ширину машины L/τ , усиливая влияние поперечного краевого эффекта [15]. Этот эффект снижает КПД.

Потому первый этап оптимизации состоял в оценке влияния величины полюсного деления индуктора на величину усилия, развиваемого в слое жидкого металла.

Для этого были проведены электромагнитные расчеты двумерных ЛИМ[68,71,72,73]:

- базового варианта – $2p=6$ с зубцовой геометрией прототипа;
- и двух ЛИМ с иными размерами полюсного деления $2p=4$ и $2p=2$.

В качестве критерия сопоставления вариантов ЛИМ было положено равенство электрических потерь индукторов, или – равенство фактора нагрева AJ [29, 24].

$$AJ = A \cdot J = const , \quad (3.1)$$

где: A - линейная нагрузка машины;
 J - плотность тока проводника обмотки.

Величина плотности тока принималась для всех вариантов одинаковой, и равной $J=1.76 \text{ А/мм}^2$.

Учет поперечного краевого эффекта осуществляется изменением проводимости металла γ в канале. Пересчет осуществлялся по следующей формуле [15].

$$k_q = \frac{1 - u - s \cdot \varepsilon \cdot v}{1 - s \cdot \varepsilon \cdot v + s^2 \cdot \varepsilon^2 \cdot u}, \quad (3.2)$$

где:

$$u = \operatorname{Re} \left[\frac{2\tau \cdot \tanh\left(\frac{\pi \cdot B_{se} \sqrt{1 + j\varepsilon}}{\tau}\right)}{\pi \cdot B_{se} \sqrt{1 + j\varepsilon} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + j\varepsilon} \cdot \tanh\left(\frac{2\pi \cdot B_{se} \sqrt{1 + j\varepsilon}}{\tau}\right) \cdot \tanh\left(\frac{2\pi \cdot B_{se} - B_i}{\tau}\right)\right)} \right],$$

$$v = \operatorname{Im} \left[\frac{2\tau \cdot \tanh\left(\frac{\pi \cdot B_{se} \sqrt{1 + j\varepsilon}}{2\tau}\right)}{\pi \cdot B_{se} \sqrt{1 + j\varepsilon} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + j\varepsilon} \cdot \tanh\left(\frac{\pi \cdot B_{se} \sqrt{1 + j\varepsilon}}{2\tau}\right) \cdot \tanh\left(\frac{\pi \cdot B_{se} - B_i}{2\tau}\right)\right)} \right],$$

$$\varepsilon = \frac{\omega \cdot \mu_0 \cdot \Delta \cdot \gamma \cdot \tau^2}{\pi^2 \cdot \delta_{ecv}} - \text{электромагнитная добротность};$$

$$\omega = 2\pi \cdot f - \text{угловая частота, рад/с};$$

$$\Delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \mu_r \mu_0 \gamma}} - \text{глубина проникновения в металл канала, м};$$

$$\mu_r \mu_0 = \mu_a - \text{абсолютная магнитная проницаемость металла в канале};$$

$$\gamma - \text{удельная электропроводность металла в канале};$$

$$s = \frac{2\pi \cdot \tau \cdot f - V}{2\pi \cdot \tau \cdot f} - \text{скольжение};$$

$$V - \text{скорость металла в канале, м/с};$$

$$\tau - \text{полюсное деление, м};$$

$$B_{se} - \text{ширина канала, м};$$

$$B_i - \text{ширина индуктора, м};$$

$\delta_{ев}$ - эквивалентный немагнитный зазор, м.

В расчетах принимались толщина стенки канала насоса 1мм, слоя жидкого магния 13мм, что соответствует реальным размерам насоса прототипа. На данном этапе не учитывались конструктивные особенности обмоток индуктора.

На рисунке. 3.1 представлены распределения магнитного поля трех вариантов насоса. Результаты расчета приведены в таблице 3.1. Как видно, уменьшение числа пар полюсов при постоянной длине машины приводит к значительному увеличению усилия (что отмечалось множеством авторов [15, 24, 30, 44, 77]).

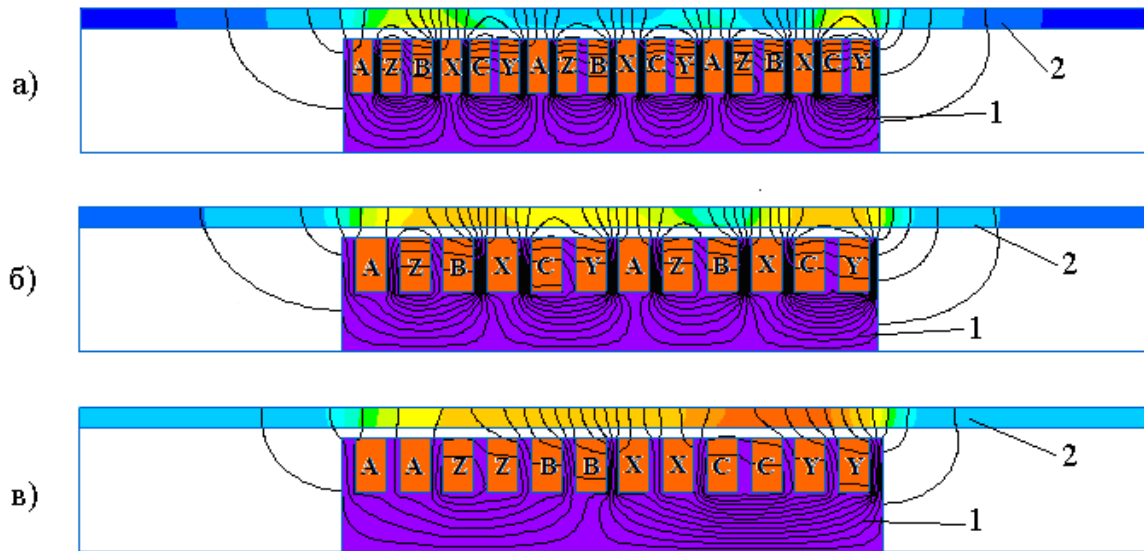


Рисунок 3.1 – Распределения плотности тока и магнитного поля ЛИМ:

а) $2p=6, q=1$; б) $2p=4, q=1$; в) $2p=2, q=2$

Полученные данные были сведены в таблицу 3.1. В таблицах приведено следующее обозначение типа обмоток: первая буква – количество слоев (Д – двухслойная; О – однослойная; Ш – шаблонная; Б – барабанная; К – концентрическая); первая цифра – шаг обмотки; вторая группа цифр – величина фазной зоны, мм.

Таблица 3.1 Сравнение ЛИМ с различным числом полюсов

Тип обмотки	Число полюсов	Число пазов	Число пазов на полюс и фазу	Коэффициент поперечного краевого эффекта	Максимальная индукция в зубце, Тл	Плотность тока	Линейная нагрузка А/м	Усилие, Н
ДШ-1-60	6	18	1	0,621	0.68	1.76	46.8	11.5
ДШ-1-60	4	12	1	0,459	0.64	1.76	46.8	27.3
ДШ-1-60	2	12	2	0,192	1.02	1.76	46.8	75,6

Как видно, наибольшее усилие дает двухполюсный индуктор, при этом по сравнению с прототипом усилие возрастает в 7 раз. Таким образом, был принят вариант 2-х полюсной машины[73,98].

3.2 Сравнение схем обмоток с различным относительным шагом и числом зон

Как уже указывалось, насос должен работать в крайне тяжелых условиях при температурах, близких к температуре жидкого магния (около 750 °С). Таким образом основная сложность состоит в обеспечении надежной изоляции обмотки, работающей при таких температурах.

Однослойные обмотки и двухслойные шаблонные обмотки выполняются с катушками, лобовые части которых имеют сложную форму. Это обстоятельство затрудняет намотку катушек из проводников большого сечения. Также существенно затрудняется изолировка этих проводников. При изгибе уже изолированного провода возможно повреждение изоляции. Поскольку машина предназначена для работы при весьма высоких температурах то в качестве изоляции необходимо кремнийорганические изоляционные материалы, которые обладают низкой механической прочностью и обычно повышенной хрупкостью. Это обстоятельство вынуждает использовать обмотки с максимально простыми по форме катушками. Соответственно в данной машине необходимо применять

обмотки или кольцевые или 2-х слойные концентрические, у которых катушки имеют плоскую форму (без отгиба лобовых частей). В нашем случае кольцевые катушки неприемлемы по причине значительного увеличения вертикальных размеров машины. Таким образом, решено использовать 2-х слойные концентрические обмотки. В зависимости от способа укладки катушечных групп, концентрические обмотки делятся на:

- обмотки с полным заполнением пазов (Рисунок 3.5а);
- обмотки с частично заполненными пазами (Рисунок 3.5б).

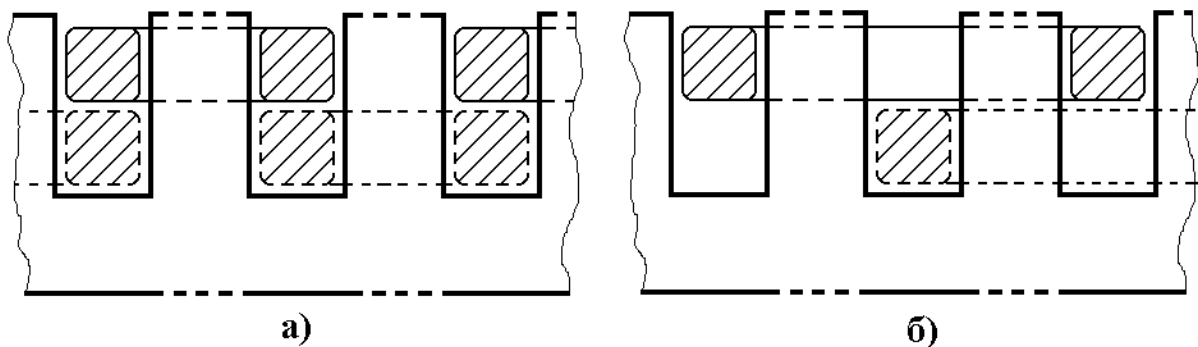


Рисунок 3.5 – Двухслойные концентрические обмотки ЛИМ

Выполнение обмоток с полным заполнением пазов [21, 22, 77] возможно только при значительном сокращении их относительного шага β , что обуславливает крайне низкие значения обмоточного коэффициента $k_{об}$.

В настоящее время известны обмотки такого типа с коэффициентом укорочения $2/3$ [15]. Недостатком этих обмоток является низкий обмоточный коэффициент равный, $0,5$. Соответственно, использование проводникового материала в такой обмотке нерациональное. С целью повышения обмоточного коэффициента автором предложен новый тип обмотки – двухслойная концентрическая обмотка с полузаполненными пазами. Ниже приведены схемы таких обмоток с различным укорочением шага и различным числом пазов на полюс-фазу.

При рассмотрении данных схем катушек применение стандартных определений числа пазов на полюс и фазу [21] не совсем корректно, из-за невозможности реализации данных схем в круговых машинах. Поэтому в данной

работе определение числа пазов на полюс и фазу определяется способом, указанным на рисунке 3.6.

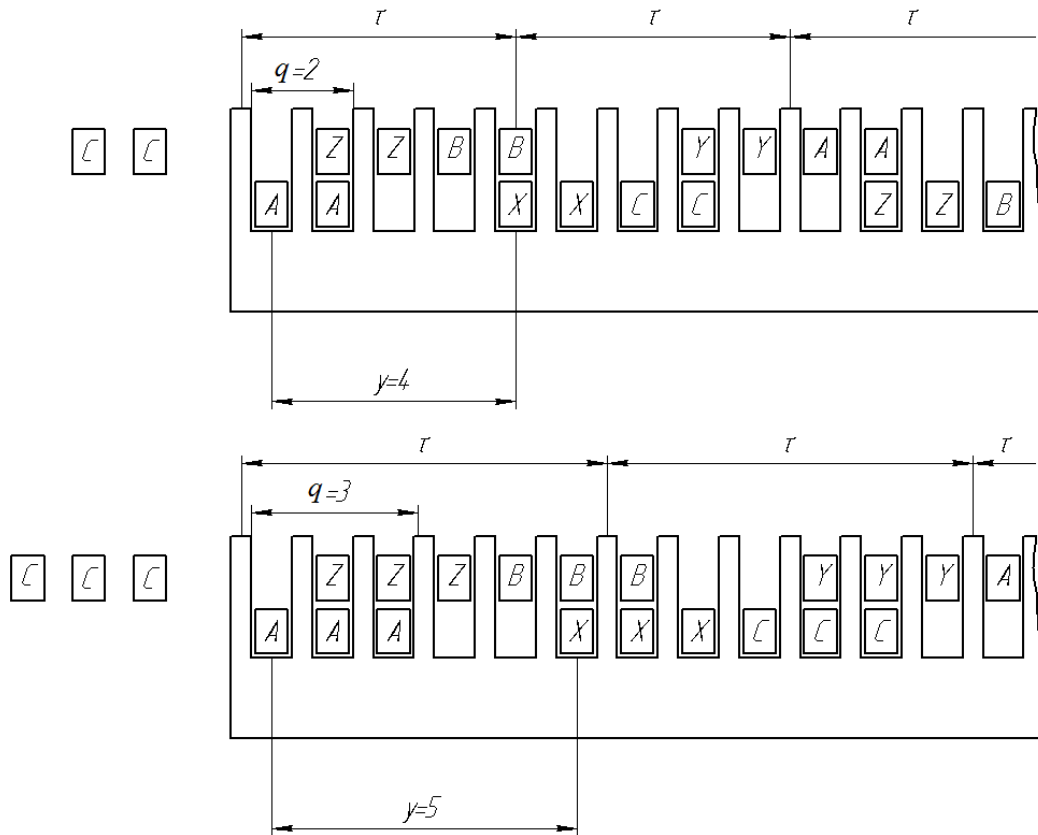


Рисунок 3.6 – Определение полюсного деления и количества пазов на полюс и фазу в ЛИМ

Как уже указывалось, насос должен работать в крайне тяжелых условиях при температурах, близких к температуре жидкого магния (около 750°C). Таким образом основная сложность состоит в обеспечении надежной изоляции обмотки, работающей при таких температурах. Для разрабатываемого насоса повышение надежности изоляции обеспечивается 2-я путями применением новых высокотемпературных изоляционных материалов и предельно простой формой катушек обмотки. Последнее обстоятельство упрощает технологию наложения изоляции и снижает возможность брака при производстве. Соответственно наиболее пригодными являются 2-х слойные концентрические обмотки, катушки которых могут быть выполнены плоскими без изгиба лобовых частей [97].

Такие обмотки могут быть выполнены как 6-ти, так и 3-х зонные. Для понимания приведем пример распределения зон на круговых машинах приведенное на рисунке 3.7.

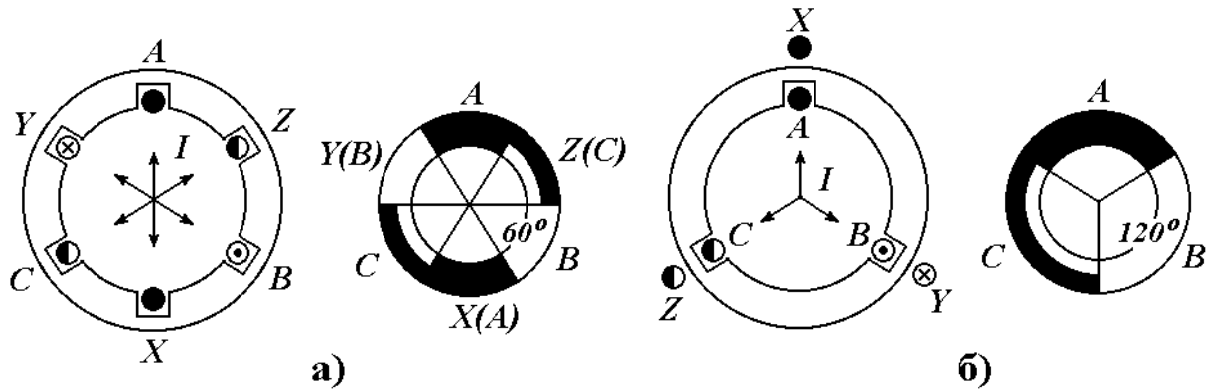


Рисунок 3.7 – Трехфазные обмотки круговых машин

а) - шестизонная (60°), б) - трехзонная (120°)

В первом случае (рисунок 3.7а) проводники одной фазы шестифазной системы (или прямой и обратный проводники – трехфазной) размещаются на одной шестой окружности магнитопровода. Во втором случае (Рисунок 3.7б) проводники одной фазы занимают треть окружности магнитопровода.

При этом 6-ти зонные обмотки с плоскими катушками могут быть реализованы только с частичным заполнением пазов. Поэтому был проведен ряд расчетов 6-ти и 3-х зонных обмоток с различным числом q и различным относительным шагом $\beta = y/\tau$, измеряемым в долях полюсного деления индуктора. Расчеты проводились без учета изоляции, с максимально возможным заполнением проводников в пазу. В качестве базового варианта принималась 6-ти зонная шаблонная 2-х слойная обмотка с полным шагом. Распределение магнитного поля для рассмотренных вариантов приведено на рисунке 3.8. Результаты расчета приведены в таблице 3.2.

Как и при проведении предыдущего вычислительного эксперимента, сравнение различных вариантов осуществлялось при фиксированном значении фактора нагрева, плотности тока в проводниках и длины индуктора. Поэтому при изменении конструкции обмоток – числа зон, числа пазов на полюс и фазу,

относительного шага обмоток и т.д., производилось изменение геометрии паза таким образом, чтобы фактор нагрева оставался неизменным.

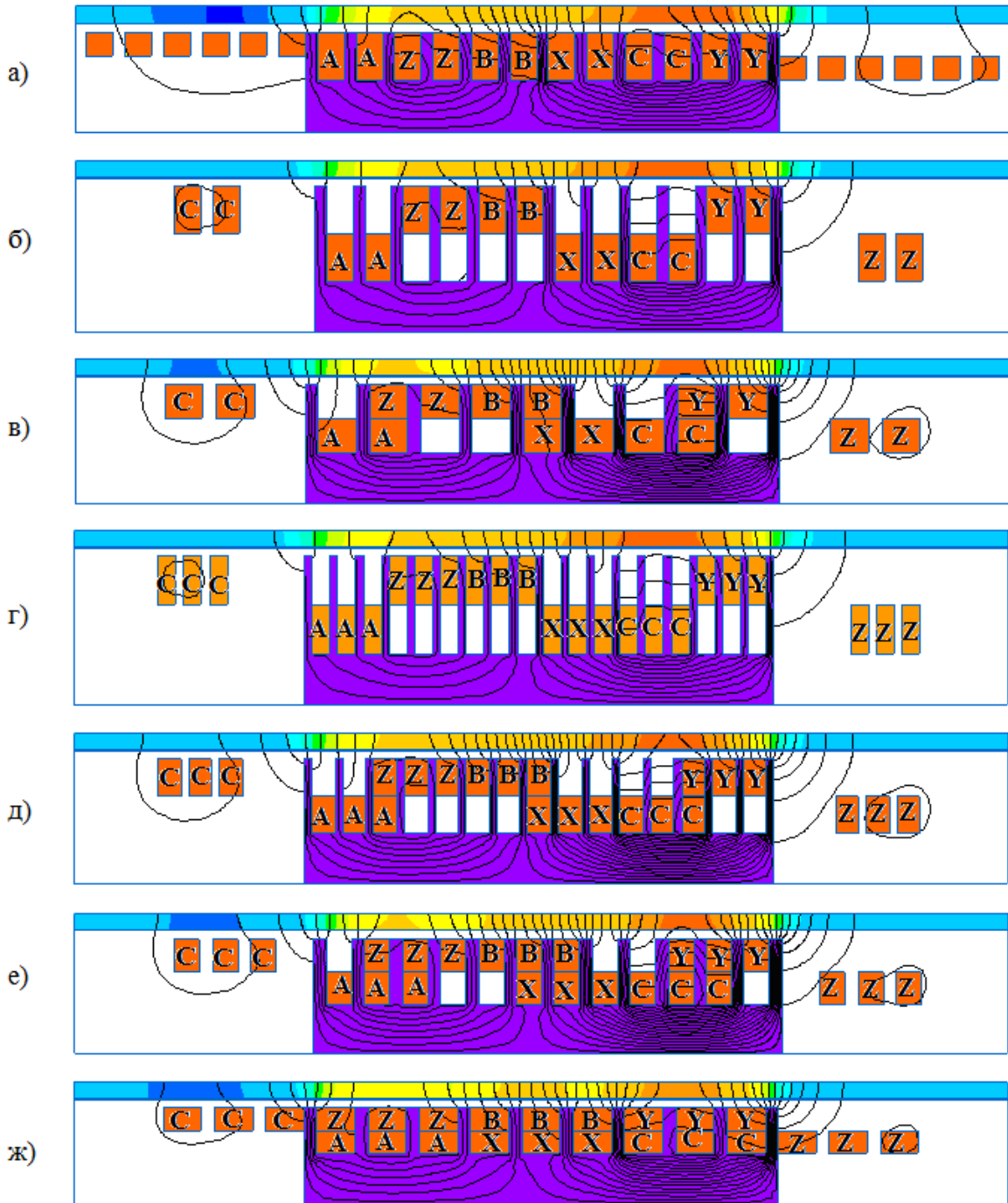


Рисунок 3.8 – Картина распределения поля в индукторах с плоскими катушками различной конструкции

Таблица 3.2

Сравнение 6-ти и 3-х зонных обмоток с различным числом q и различным относительным шагом β .

Тип обмотки	Рисунок	Число полюсов	Число пазов	Число пазов на полюс и фазу	Коэффициент поперечного краевого эффекта	Максимальная индукция в зубце, Тл	Плотность тока, А/мм ²	Линейная нагрузка А/м	Усилие, Н
ДШ-1-60	3.8, а	2	12	2	0,192	0,88	1,76	46,8	81,2
ДК-1-60	3.8, б	2	12	2	0,192	1,37	1,76	46,8	70,5
ДК-4/4.5-60	3.8, в	2	9	2	0,192	1,11	1,76	46,8	59,2
ДК-1-60	3.8, г	2	18	3	0,192	1,83	1,76	46,8	72,8
ДК-7/7.5-60	3.8, д	2	15	3	0,192	1,49	1,76	46,2	63,8
ДК-5/6-60	3.8, е	2	12	3	0,192	1,05	1,77	46,2	55,5
ДК-1-120	3.8, ж	2	12	3	0,192	1,10	1,76	46,8	37,5

Наихудший результат дали 3-х зонная обмотка (Рисунок 3.8, ж.). Остальные варианты дали близкие значения усилия 60-70Н. Наибольшие значения усилия дают обмотки с полным шагом (Рисунок 3.8, б, г). Укорочение шага (Рисунок 3.8, в, д, е) обмотки приводит к снижению усилия. Помимо величины усилия в расчетах определялась максимальное значение индукции в основании зубца. В этом отношении в индукторах с обмотками с полным шагом и $q=3$ (Рисунок 3.8, г) а также с укорочением 5/7.5 и $q=3$ (Рисунок 3.8, д) зубцы магнитопровода будут входить в насыщение, что приведет к увеличению магнитного сопротивления [67]. По этой причине эти варианты были исключены. Помимо величины усилия при выборе типа обмотки оценивалось технологичность и стоимость изготовления насоса.

Наилучшие варианты далее исследовались более подробно. Были проведены расчеты в пакете ELCUT где было учтено снижение линейной нагрузки при снижении сечения проводников, обусловленном наличием изоляции рисунок 3.9. Толщина изоляции принималась 2мм на сторону. Расчет проводился также для насоса прототипа. Результаты расчета сведены в таблицу 3.3.

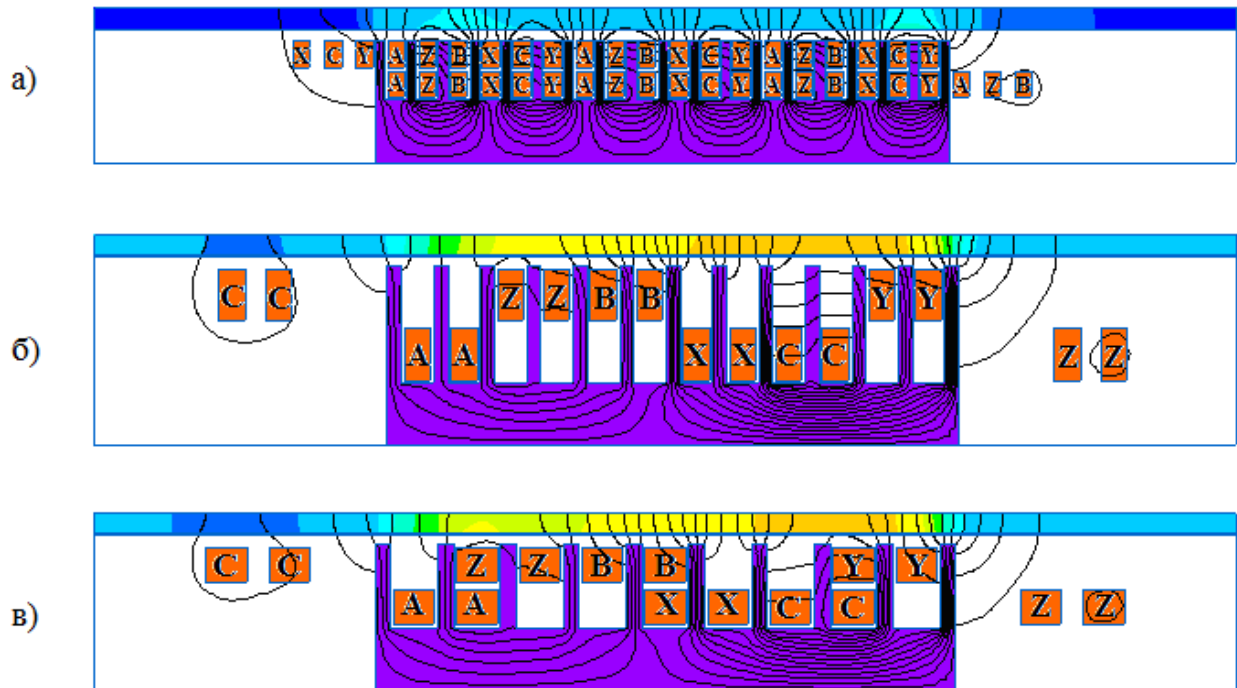


Рисунок 3.9 – Распределения плотности тока и магнитного поля ЛИМ с учетом изоляции.

Таблица 3.3 Сравнение ЛИМ с различным шагом обмотки и учетом изоляции

Тип обмотки	Рисунок	Число полюсов	Число пазов	Число пазов на полюс и фазу	Коэффициент поперечного краевого эффекта	Максимальная индукция в зубце, Тл	Плотность тока	Линейная нагрузка А/м	Усилие, Н
ДШ-1-60	3.9,а	6	18	1	0,621	0.51	1.76	32.9	5.7
ДК-1-60	3.9,б	2	12	2	0,192	1.00	1.76	33.9	37.2
ДК-4/4.5-60	3.9,в	2	9	2	0,192	0.83	1.76	34.2	32.0

При сравнении результатов расчета, приведенных в таблицах 3.2 и 3.3 для машин с аналогичными типами обмоток, видно, что учет изоляции существенно снижает расчетную линейную нагрузку и электродинамическое усилие, развиваемое в канале. Без учета изоляции катушек значение развиваемого усилия в катушках с полным шагом составляло порядка 70 Н, когда с укорочением

развиваемое усилие составляло 40-50 Н (Таблица 3.2). При рассмотрении результатов в таблице 3.3 становится очевидным, что различие в усилиях 2-х слойных обмоток с полным шагом и обмоток с укорочением, при учете в модели катушечной изоляции, становится не столь существенным. Из таблицы 3.3 видно, что в индукторах при использовании катушек с полным шагом усилие составило 37.2 Н, когда с укорочением 32 Н.

Проведенные исследования позволяют сделать вывод о целесообразности применения в плоских индукционных машинах с плоскими катушками схем обмоток с полузаполненными пазами как с полным, так и с укороченным шагом обмоток.

Для улучшения весо-габаритных показателей предлагается применение обмоток со сравнительно небольшим по сравнению с прототипом укорочением шага. Это приводит к увеличению коэффициента заполнения пазов индуктора при сравнительно небольшом уменьшении обмоточного коэффициента и как следствие – к увеличению отношения развиваемого усилия к потребляемой мощности, уменьшению расхода материалов на изготовление индуктора той же мощности, уменьшению габаритов индуктора [73].

Анализ достаточно широкого спектра вариантов обмоток с различным числом зон, пазов на полюс и фазу, относительным шагом и т.п. позволяет при ограниченных габаритах машины сделать выбор в пользу схемы обмотки с $q=2$ и укорочением 4/4.5 (Рисунок 3.8, в, 3.9, в).

Приведенные выше результаты исследования легли в основу заявки на изобретение №2013148361 «Двухслойные концентрические обмотки с плоскими катушками», поданную в соавторстве 29.10. 2013 г.

3.3 Выводы

1. В главе проведено сравнение схем обмоток ЛИМ с различным числом полюсов индукторов (6-и, 4-х и 2-х) при фиксированной длине индуктора. Результаты проведенных расчетов в пакете ELCUT показали увеличение

развиваемого усилия при уменьшении числа пар полюсов, что было доказано многими авторами.

2. Произведен расчет 6-ти и 3-х зонных обмоток ЛИМ с различным шагом обмотки, при фиксированных значениях фактора нагрева, плотности тока в проводниках и длины индуктора. Наибольшие значения усилия (37.2Н) дают обмотки с полным шагом, когда с укорочением развиваемое усилие составляло (32Н). Различие в усилиях 2-х слойных обмоток по сравнению с обмотками с полным шагом не столь существенное.

3. Анализ достаточно широкого спектра вариантов обмоток с различным числом зон, пазов на полюс и фазу, относительным шагом и т.п. позволяет при ограниченных габаритах машины сделать выбор в пользу схемы обмотки с $q=2$ и шагом обмотки $\frac{4}{4.5} \tau$.

4. Приведенные выше результаты исследования легли в основу заявки на изобретение №2013148361 «Двухслойные концентрические обмотки с плоскими катушками», поданную в соавторстве 29.10. 2013 г.

ГЛАВА 4 ОСОБЕННОСТИ КОНСТРУКЦИИ МГД-НАСОСА С ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ИЗОЛЯЦИЕЙ

4.1. Описание технологии производства магниевых сплавов с применением МГД-насосов.

Рассмотрим технологию получения слитков магниевых сплавов с применением МГД-насосов для подачи расплава в разливочную машину. Ванна печи, из которой производится разливка, в большинстве случаев жестко связана с фундаментом, что не позволяет заливать металл наиболее простым способом – свободной короткой струей из наклоняемого тигля.

Расстояние от ванны печи до разливочной машины составляет несколько метров. Для примера, ввиду высокой химической активности магниевых сплавов существует опасность их возгорания в соединении с кислородом воздуха. Поэтому, подача сплава из печи в разливочную машину осуществляется закрытым способом – через теплостойкий герметизированный трубопровод (металлотракт). Естественная подача сплава через такой металлотракт невозможна, поскольку уровень металла в ванне печи ниже уровня горловины кристаллизатора разливочной машины [45, 65, 86].

Для принудительной подачи металла из ванны печи в разливочную машину используется индукционный МГД-насос, установленный на уплощенном участке металлотракта. (Рисунок 4.1).

В настоящее время на заводах применяются МГД-насосы разработки 60-х годов прошлого века, которые давно отработали свой ресурс и имеют не оптимальные технические характеристики.

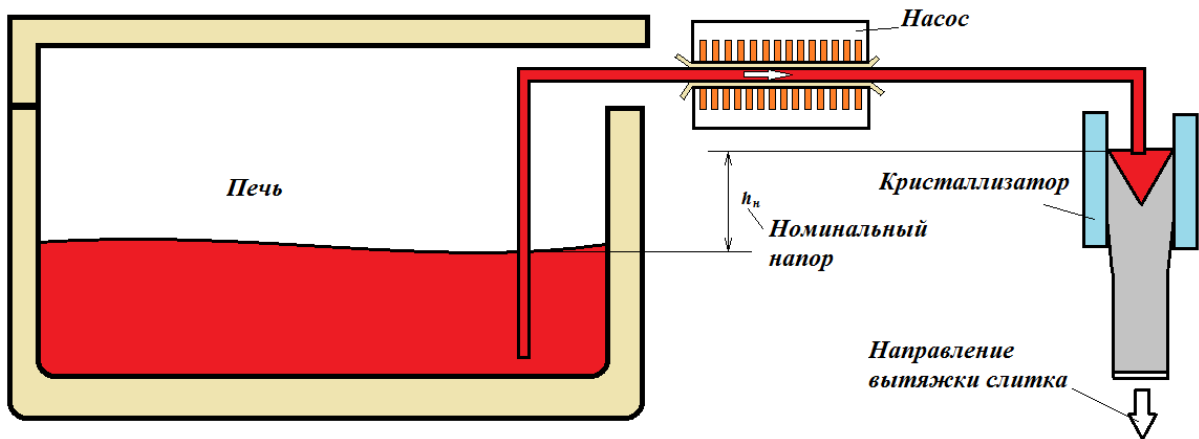


Рисунок 4.1 – Схема технологического процесса получения слитка магниевого сплава

Современное состояние производства сплавов с применением МГД-насосов характеризуется довольно высоким уровнем брака, обусловленного выходом из строя МГД-насоса в процессе отливки. Поскольку смена поврежденного насоса на исправный занимает около 30 мин, и за это время поверхность уже полученного слитка остывает, продолжение заливки неизбежно приводит к возникновению трещины в этом месте. По этой причине при выходе из строя МГД-насоса заливка прекращается, а такой неполный слиток вынимается из машины и пускается в повторную переплавку [1, 16, 17, 72].

Таким образом, выход из строя МГД-насоса во время разливки приводит к следующим непроизводительным затратам:

- увеличению расхода энергии на переплавку бракованных слитков;
- повышению расхода металла за счет его угара при вторичной переплавке (часть металла осаждается во флюсе теряется безвозвратно);
- увеличению заработной платы рабочим.

Из основных требований к насосам для литейных машин можно выделить следующие:

1. Возможность встраивания МГД-насоса в существующий технологический процесс без значительного изменения конструкций рабочих площадок и замены источника питания;

2. Относительно высокое развиваемое усилие (определяет максимальный напор насоса);
3. Высокие рабочие температуры обмоток (металлотракт должен располагаться как можно ближе к активной части магнитной системы, а возможности теплоизоляции и охлаждения обмоток в условиях металлургического производства ограничены);
4. Конструктивная простота, легкость монтажа и обслуживания.

4.2 Физическая модель МГД-насоса

Анализ достаточно широкого спектра вариантов обмоток с различным числом зон, пазов на полюс и фазу, относительным шагом и т.п. позволяет при ограниченных габаритах машины сделать выбор в пользу схемы обмотки с $q=2$ и укорочением 4/4.5 (Глава 3).

При выборе данной обмотки учитывалась простота изготовления обмоток и магнитопровода и затраты алюминия и стали на изготовление МГД-насоса.

После проведенных исследований был изготовлен опытно-промышленный образец линейного индукционного МГД-насоса с применением современных технологий обработки металлов и новейших теплоизоляционных материалов а также предложен метод нанесения электроизоляционного слоя на обмотку при использовании электролизной ванны.

МГД-насос с плоскими кольцевыми катушками изображен на рисунке 4.2. Магнитопровод индуктора МГД-насоса представляет собой шихтованную конструкцию, т.е. представляет собой пакет пластин из листовой электротехнической стали толщиной 0,5 мм.

Из-за того, что изготавливать штамп для единичного образца крайне невыгодно, пластины для шихтовки выполнены путем лазерной резки с последующим шабрением облоя. Пакет магнитопровода состоит из 174 пластин из электротехнической стали, трех пластин-радиаторов из алюминия марки АД1 и двух стяжных щек из нержавеющей стали марки 12Х18Н9Т толщиной 12 мм. Конструкция магнитопровода обладает высокой механической прочностью.

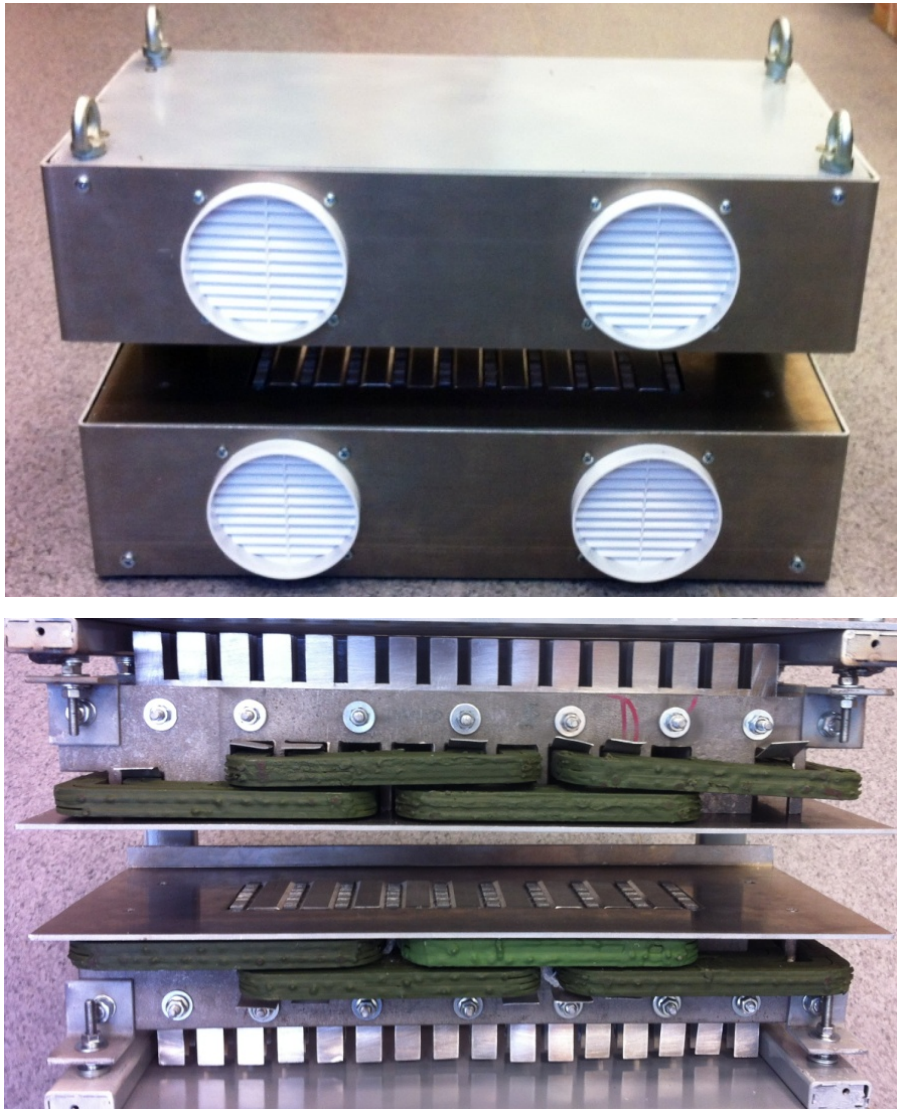


Рисунок 4.2 – МГД-насос в сборе

Результаты расчетов показали, что наилучшее развиваемое приведенное усилие из схем, которые можно реализовать на практике, показала двухполюсная схема с двухслойной концентрической обмоткой с укороченным шагом и 9-тью пазами. Кроме того, уменьшение числа пазов делает конструкцию насоса более технологичной и ремонтпригодной.

4.3 Технология изготовления плоских обмоток с высокотемпературной изоляцией

Индуктор МГД-насоса включает в себя 4 катушки, каждая из которых состоит из четырех слоев по 4 витка. Слои обмотки представлены на рисунке 4.3.

Слои обмоток были выполнены путем вырезания их на установке гидроабразивной резки из листа алюминия марки АД1 толщиной 4 мм.

После изготовления слои катушки свариваются с применением аргоновой сварки для получения жесткой конструкции.

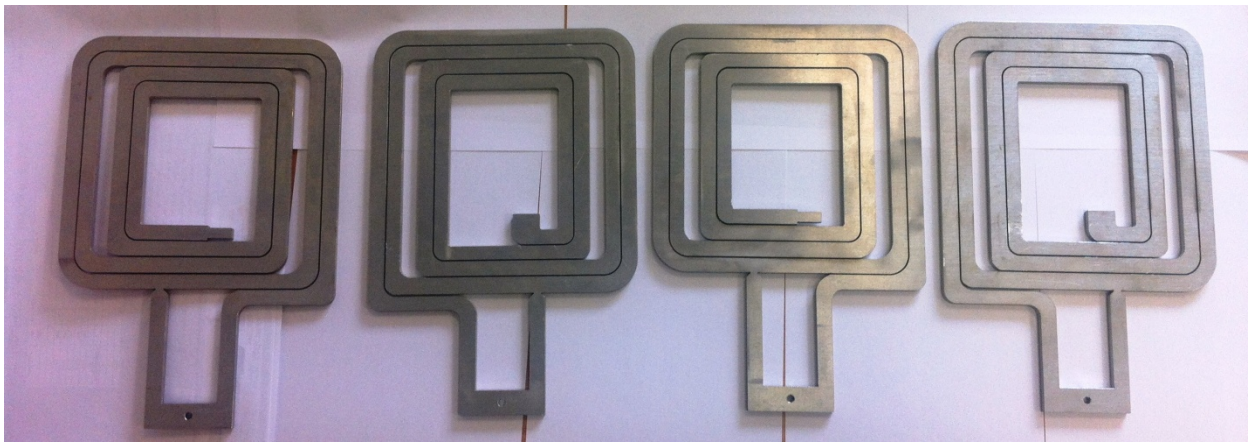


Рисунок 4.3 – Слои обмотки МГД-насоса

Для образования электроизоляционного слоя на обмотке МГД-насоса использовался процесс анодирования (анодное оксидирование) - создание на поверхности алюминия тонкого и прочного поверхностного пассивного слоя. Анодированный алюминий имеет ровный светло-серый цвет.

Процесс анодирования происходил в электролизной ванне, корпус которой сварен из листового алюминия. В корпус ванны, при помощи аргонодуговой сварки, в шахматном порядке вварены катоды, а роль анодов выполняли сами катушки.

В процессе анодирования выделяется водород и кислород, для откачки образовавшихся газов предусматривается вытяжная вентиляция (Рисунок 4.4).



Рисунок 4.4 – Установка электролизной обработки.

После сборки оборудования и равномерного распределения образцов изображенных на рисунке 4.5 по всей ванне были проведены эксперименты по подбору режима электрохимической обработки поверхности катушек.

Через равные промежутки времени извлекалось по одному образцу из ванны, ток рассчитывался исходя из заданной плотности $15\text{mA}/\text{cm}^2$. После сушки всех образцов был проведен опыт на пробой анодированной поверхности, результаты которого были занесены в таблицу 4.1.

Таблица 4.1

Определение электроизоляционной способности анодированной поверхности

Образец	Время, мин.	Ток, А	Напряжение, В	Напряжение пробоя, В
IV	5	60	1.2	10
VI	10	50	2.4	230
V	15	40	3.7	(нет пробоя)
III	20	30	5.7	(нет пробоя)
II	25	20	6.0	(нет пробоя)
I	30	7	7.0	(нет пробоя)

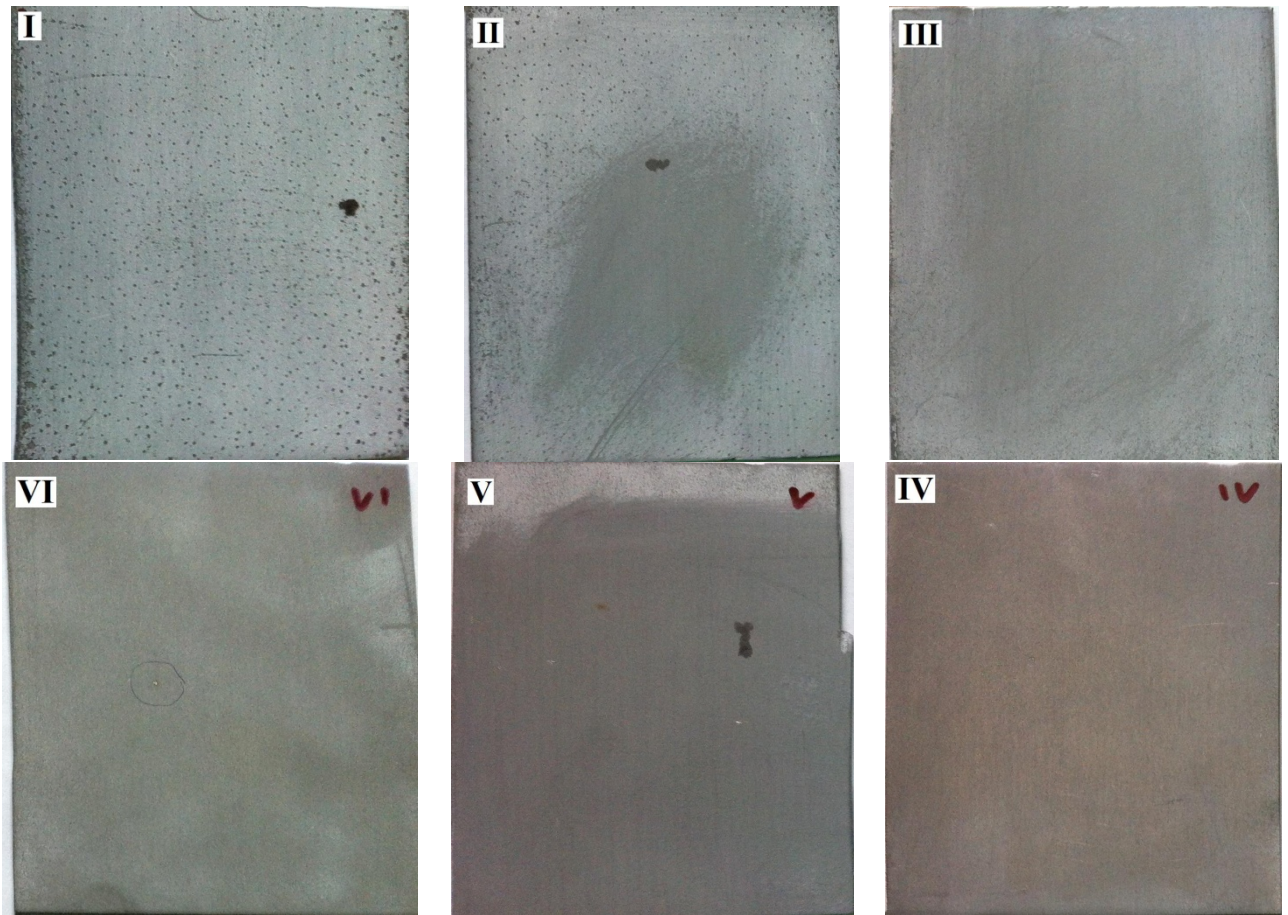


Рисунок 4.5 – Алюминиевые заготовки

На образце номер VI отчетливо виден пробой (рисунок 4.6) при 230 В, у последующих образцов пробой при максимально доступной величине напряжения на источнике 327В не происходил.



Рисунок 4.6 – Пробой анодированной поверхности.

Достаточной электрической и механической прочностью обладает образец с номером III, время обработки которого составило 20 минут, и после сушки поверхность его была однородной и не крошилась. Поверхность на образцах выдержанных в ванне более 20 минут имела пористую структуру, которая крошилась и трескалась.

После подбора подходящего режима электрохимической обработки необходимо повысить теплоизоляционные свойства изоляции катушек.

Индукционный МГД-насос предназначен для транспортировки легких цветных металлов температура перекачки, которых может достигать 800°C. В связи с этим теплоизоляционное покрытие должно отвечать следующим требованиям[1]:

1. Диапазон рабочих температур от - 60°C до +500°C.
2. Коэффициент теплопроводности покрытия, Вт/(мК) не более 0,6
3. Предел прочности покрытия при ударе по прибору У-2, см, не менее 40

На настоящий момент существует большое количество органосиликатных композиций применяемых для теплоизоляции металлических конструкций однако способных выдерживать температуры до 500°C не так уж много. По приведенным требованиям подходит органосиликатная композиция ОС-82-01 предназначенная для изоляции высокотемпературных линий связи тензорезисторов.

Нанесение покрытия производится при температуре от 0°C до 35°C и относительной влажности воздуха не более 80 % методами пневматического распыления, кистью, валиком, окунанием. Нанесение покрытия на конструкции производится не менее чем в 2 слоя. Время межслойной сушки составляет при температуре 0-35°C не менее 2 часов.

Перед нанесением диэлектрические промежутки между слоями катушки 2 мм были обеспечены вставкой листов из асбестовой ткани, изображенных на рисунке 4.7. Жесткость конструкции была обеспечена путем обмотки стеклолакотканью ЛСКМ в четырех местах до достижения толщины намотки $s=1$ мм.

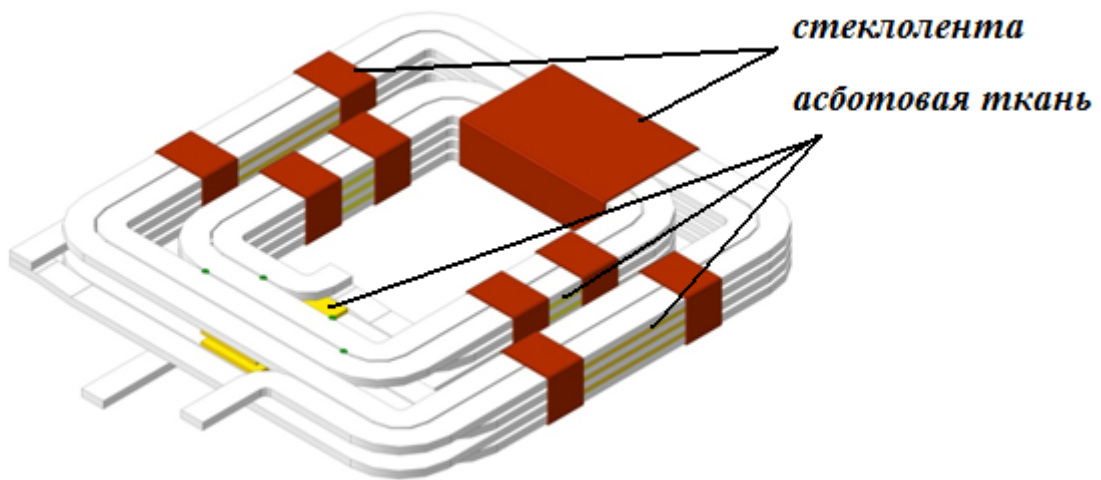


Рисунок 4.7 – Катушка МГД-насоса

Данная композиция предусматривает процесс горячего отверждения, при котором покрытая деталь выдерживается при температуре окружающего воздуха не менее 1 часа, затем производится постепенный подъем температуры до температуры эксплуатации (500°C) со скоростью 10°C в минуту и выдержка при данной температуре не менее 3 часов.

В щеках, которыми стянут пакет магнитопровода были сделаны пазы для укладки в них лобовых частей свободных сторон, выступающих за габарит магнитопровода для обеспечения жесткой фиксации выступающих частей при эксплуатации установки.

Основным преимуществом обмоток разработанной конструкции является простота разборки и замены катушек, при выходе их из строя. На рисунке. 4.8 представлен индуктор МГД-насоса с разработанными катушками.



Рисунок 4.8 – Катушки МГД-насоса

Технические данные МГД-насоса с двухслойными концентрическими катушками с укороченным шагом представлены в таблице 4.2.

Таблица 4.2

Технические данные МГД-насоса с концентрическими обмотками.

величина	обозначение	ед. изм.	значение
Частота питания	f	Гц	50
число фаз	m		3
число полюсов	$2p$	мм	2
полюсное деление	τ	мм	180.0
ширина пакета статора	L_1	мм	$81.0 + 3.0Al$
высота ярма	h_A	мм	40.0
зубцовое деление	t_Z	мм	40.0
ширина паза	b_{Π}	мм	30.0
ширина зубца	b_Z	мм	10.0
высота зубца	h_Z	мм	58.5
высота коронки зубца	h_K	мм	6.0
число пазов	z_1		9
тип обмотки	Двухслойные концентрические		
шаг обмотки	y		1-5
число пазов на полюс-фазу	q		1.5
число параллельных ветвей	a		1
число проводников в катушке	w_K		8
средняя длина лобовой части (на одну сторону)	$l_{ЛОБ}$	мм	246
средняя длина катушки	l_K	мм	
диаметр провода	$d_{\Pi P}$	мм	$4.0 * 13$
сечение провода	$S_{\Pi P}$	мм ²	$52 (Al)$
активное сопротивление катушки	R_K	Ом	0.0069
активное сопротивление фазы A	R_1	Ом	0.0069
активное сопротивление фазы B	R_1	Ом	0.0069
активное сопротивление фазы C	R_1	Ом	0.0138
Материал вторичного элемента	Al		

4.4 Исследование тепловых режимов МГД-насоса с высокотемпературной изоляцией.

Для исследования тепловых режимов МГД-насоса необходимо проанализировать изменение температуры лобовых, пазовых частей МГД-насоса и магнитопровода во времени. Насос работает в экстремальных условиях. При малых зазорах температура металлотректа достигает 750°C а линейные токовые нагрузки в МГД-насосах выше, чем в обычных электрических машинах. Таким образом, изоляция, используемая в обычных электрических машинах, класса нагревостойкости С, в данном случае не подходит. Использование современных органосиликатных композиций способных выдерживать температуры порядка 400°C позволяет использовать машины вплоть до указанной температуры без охлаждения, что весьма важно в ряде случаев, когда нет возможности установки на технологической площадке систем принудительного охлаждения.

В лабораторных условиях провести эксперимент по исследованию теплового состояния с температурой канала 750°C невозможно. Поэтому для исследования теплового состояния применялась компьютерная модель, разработанная в программе MathCad по методу ЭТС описанной в главе 2.

Расчет проводится для определения установившихся температур в отдельных элементах машины, прежде всего распределения температуры в пазовой и лобовых частях обмотки, в целях установления эффективности принятой системы охлаждения при выбранных электромагнитных нагрузках[1].

В данной диссертационной работе произведен тепловой расчет и оценка теплового состояния опытно-промышленного образца МГД-насоса, разработанного для ОАО «Каменск-Уральский металлургический завод» изображенного на рисунке 4.9.



Рисунок 4.9 – Опытно-промышленный образец МГД-насоса для перекачки жидкого магния с установленным металлотрактом

Результаты решения системы дифференциальных уравнений, составленных согласно ЭТС (Глава 2, Рисунок 2.6 б), были представлены в виде графиков изменения температур тепловых масс, изображенных на рисунке 4.10.

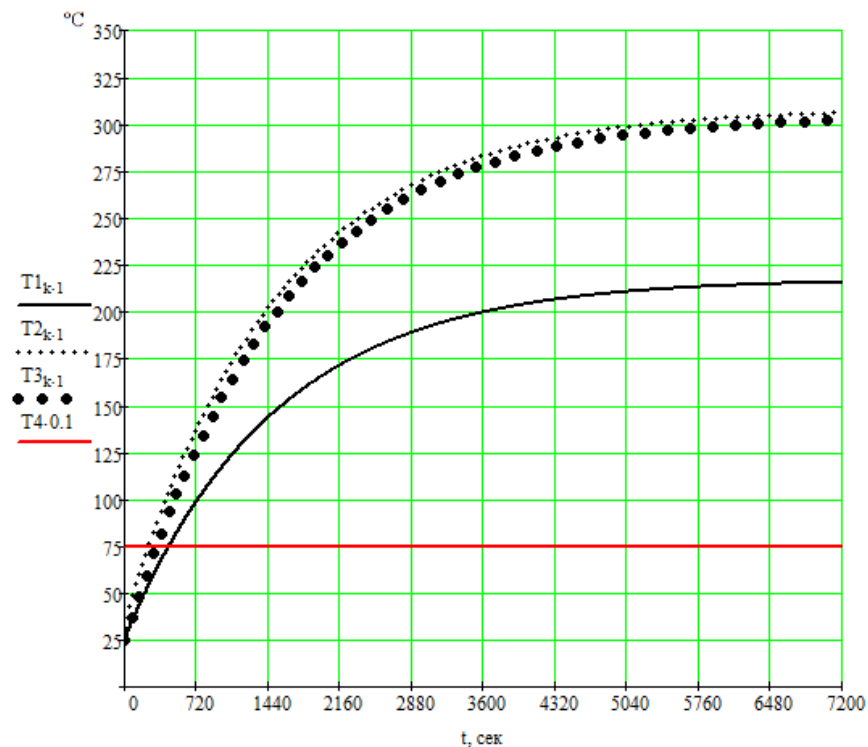


Рисунок 4.10 – График изменения температуры элементов МГД-насоса при номинальном режиме работы.

(Т1 – температура лобовой части обмотки, Т2 – температура пазовой части обмотки, Т3 – температура магнитопровода, Т4 – температура ВЭ)

По графику видно, что в номинальном режиме при постоянной температуре ВЭ 750°C, МГД-насос выходит на установившийся режим примерно через 7000 сек. при этом максимальная температура пазовой части составила 306°C, лобовой части - 215°C, температура магнитопровода - 300°C. Коэффициенты теплоотдачи выбираются исходя из зависимостей от температуры, полученной при решении в пакете Comsol Multiphysics, задачи теплопередачи совместно с решением задачи газодинамики на основе уравнений Навье-Стокса для слабосжимаемой среды (Глава 2).

Установившаяся температура всех элементов выше предельной температуры для класса изоляции С. В нашем случае используется органо-силикатная композиция для защиты пазовых и лобовых частей обмотки, коэффициент теплопроводности данной изоляции равен 0,58. Так же магнитопровод защищен от высокой температуры канала бмм слоем каолиновой ваты. Использование данных материалов дает возможность повысить рабочую температуру обмоток насоса.

При всех положительных качествах данной изоляции ставится задача снижения температуры рабочих частей МГД-насоса. Снижение температуры активных частей МГД-насосов осуществляется развитием поверхности конструктивных элементов на магнитопроводах. Для этого вместо нескольких шихтованных листов из электротехнической стали, в магнитопровод устанавливаются листы, сделанные из алюминия, выходящие за пределы пакета (рис. 4.8) [1]. Коэффициенты теплопроводности рассчитываются аналогичным образом в пакете Comsol Multiphysics как для коэффициентов теплоотдачи для лобовых частей обмотки и стали магнитопровода. Для этого в систему уравнений, составленных по методу ЭТС, теплопроводности вводим узел учитывающий пластин-радиаторы установленные в индукторе МГД-насоса (Рисунок 2.8б).

На рисунке 4.11 представлены кривые нагрева с учетом пластин-радиаторов.

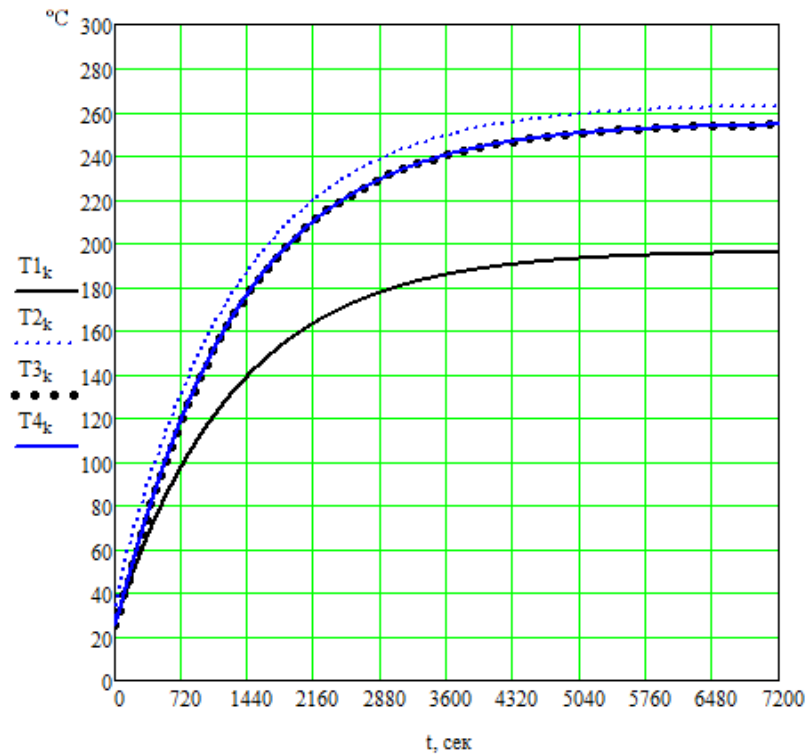


Рис. 4.11. Кривые нагрева в номинальном режиме работы МГД-насоса с учетом пластин-радиаторов. (Т1 – температура лобовой части обмотки, Т2 – температура пазовой части обмотки, Т3 – температура магнитопровода, Т4 – температура пластин-радиаторов)

По рис.4.11 видно, что с применением пластин-радиаторов максимальная температура пазовой и лобовой частей обмоток, а также температура магнитопровода снизилась: Температура пазовой части составила 263°C , лобовой части - 195°C , температура магнитопровода - 254°C . Это полностью оправдывает применение пластин-радиаторов для улучшения охлаждения МГД-насоса. Как видно из графиков температуры, в номинальном режиме, лобовой части, пазовой части и магнитопровода не превышают предельного значения в 500°C . Данный факт говорит о том, что можно повысить плотность тока до $5\text{A}/\text{мм}^2$, без применения принудительного охлаждения, тем самым увеличить развиваемое усилие в 3 раза. На рисунке 4.12 приведены кривые нагрева частей МГД-насоса при плотности тока $5.2\text{ A}/\text{мм}^2$. Видно, что при повышенной плотности, при температуре металлтракта 750°C , части МГД-насоса не превышают температуру в 500°C .

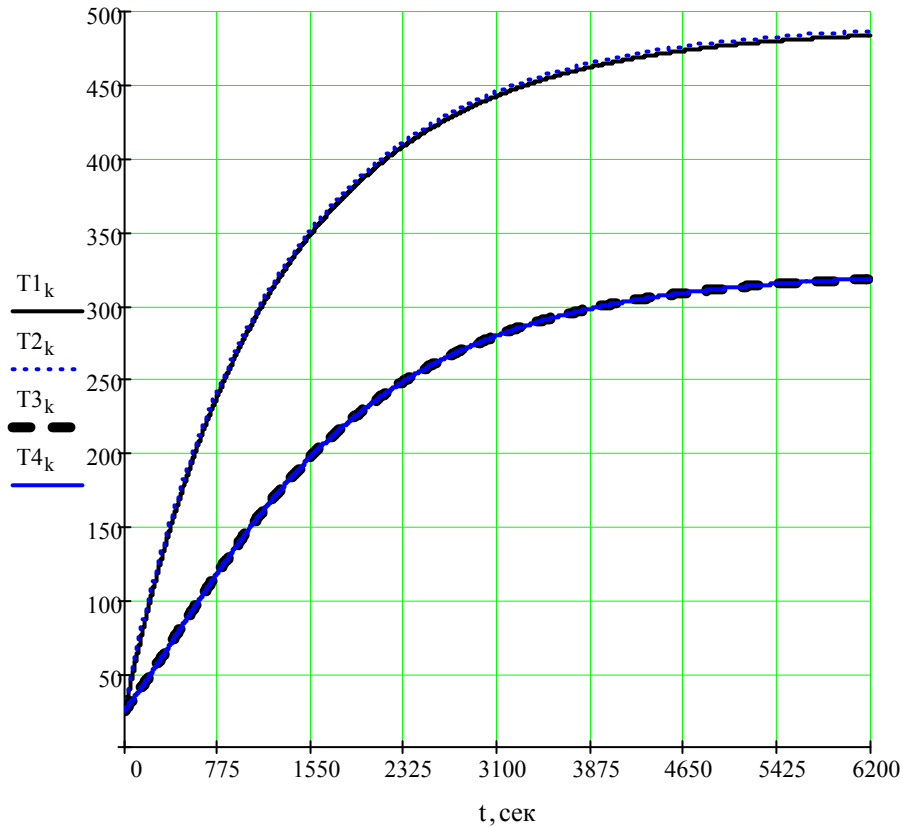


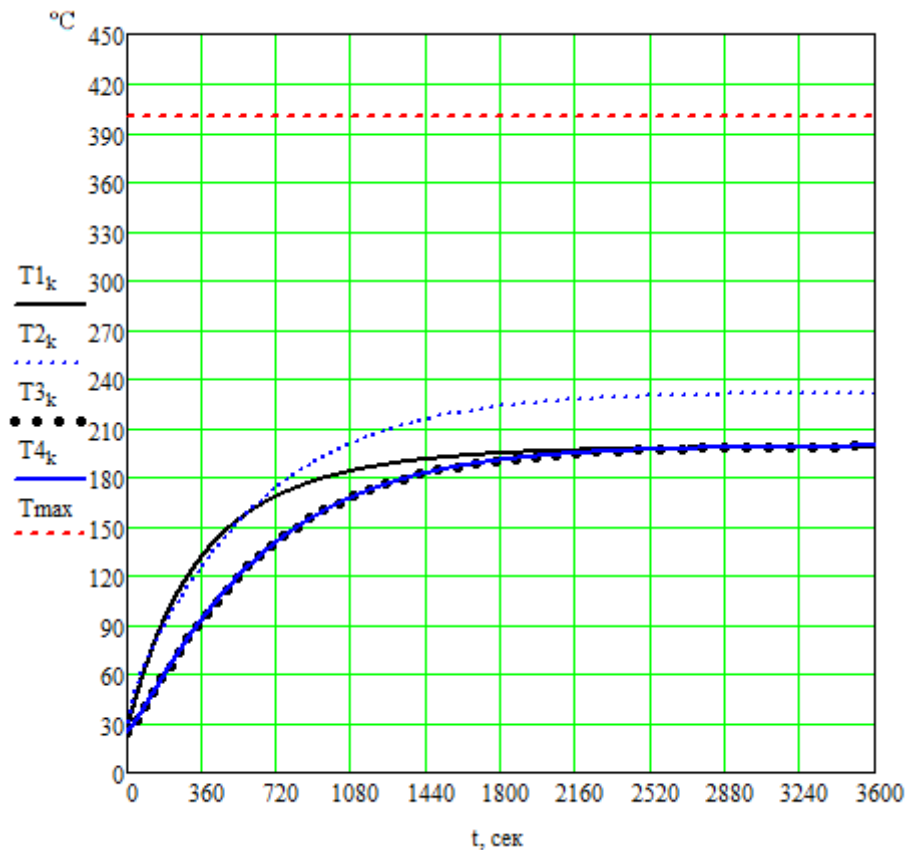
Рис. 4.12. Кривые нагрева МГД-насоса при плотности тока 5.2 А/мм^2 . (Т1 – температура лобовой части обмотки, Т2 – температура пазовой части обмотки, Т3 – температура магнитопровода, Т4 – температура пластин-радиаторов)

При использовании данной изоляции и ординарных способов охлаждения магнитопровода и обмоток МГД-насосов можно значительно повысить нагрузки до значений:

$$A = (4 \dots 7) \cdot 10^4 \text{ А/м}$$

$$j = (6 \dots 8) \cdot 10^6 \text{ А/м}^2$$

При повышенной мощности необходимо применить принудительное охлаждение, соответственно коэффициенты теплоотдачи с поверхности лобовых частей и с поверхности магнитопровода воздуху необходимо увеличить в 3-10 раз. Учтем факт принудительного охлаждения, для этого зададим коэффициенты теплоотдачи в 3 раза больше по сравнению с рекомендуемыми в [29, 50]. На рисунке 4.13 представлены кривые нагрева с повышенной мощностью (плотность тока 8 А/мм^2) и принятыми допущениями.



Рисунке 4.13 – Кривые нагрева МГД-насоса с повышенной мощностью и принудительным охлаждением. (T1 – температура лобовой части обмотки, T2 – температура пазовой части обмотки, T3 – температура магнитопровода, T4 – температура пластин-радиаторов, T_{max} – предельная температура)

Разработанная, компьютерная модель позволяет рассчитать и выбрать необходимый режим охлаждения МГД-насосов. Возможны варианты водяного охлаждения обмотки индуктора, при этом можно увеличивать коэффициент теплоотдачи до значения $2700 \frac{Вт}{м^2 \cdot ^\circ C}$. Однако применение водяного охлаждения ограничивается технологическими условиями плавки и мерами безопасности. На рисунке 4.13 видно, что при использовании естественного охлаждения установившаяся температура магнитопровода и обмоток МГД-насоса не превышает предельного значения в 500°C.

Помимо номинального режима, режима с повышенной мощностью и с форсированным охлаждением возможен форсированный режим с переходом в номинальный режим (Рисунок 4.14). С помощью данного набора режимов

возможно оценить тепловое состояние МГД-насоса во время перекачки жидких, легких цветных металлов.

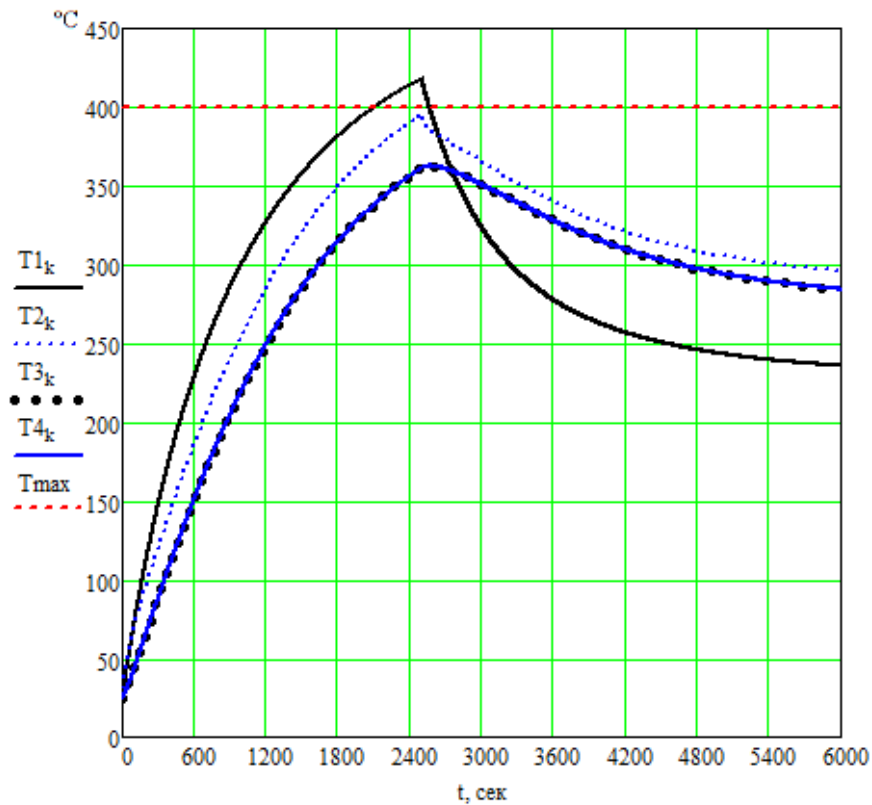


Рис. 4.14. Кривые нагрева МГД-насоса с повышенной мощностью и форсированным охлаждением. (T1 – температура лобовой части обмотки, T2 – температура пазовой части обмотки, T3 – температура магнитопровода, T4 – температура пластин-радиаторов, T_{max} – предельная температура)

4.5 Выводы

1. В главе представлен опытно-промышленный образец линейного индукционного МГД-насоса для транспортировки магния с применением современных технологий обработки металлов и современных тепло и электроизоляционных материалов. Обмотка индуктора выполнена из листа алюминия, при помощи гидроабразивной резки. Данный факт значительно упрощает изготовление обмотки и избавляет от трудоемкой операции по намотке катушек.

При малых зазорах, около 40 мм, температура металлотракта достигает 750°C. При использовании разработанной высокотемпературной изоляции, на

основе органосиликатной композиции ОС-82-01, способной выдерживать температуры до 500°C, обмотки МГД-насоса нагреваются не более 260°C в номинальном режиме работы.

2. Для увеличения электроизоляционных свойств изоляции, была проведена электрохимическая обработка (электролиз) поверхности катушек. Время обработки алюминиевых катушек для достижения достаточной электрической и механической прочности, составило 20 минут.

3. Применение пластин-радиаторов в пакете магнитопровода привело к снижению температур пазовой части с 306°C до 263°C, лобовой части с 215°C до 195°C, магнитопровода с 300°C до 254°C.

3.. Представленные исследования тепловых режимов разработанного МГД-насоса, показывают возможность повышения плотности тока до 6 А/мм², без применения принудительного охлаждения. При этом температура пазовой и лобовой части не превышает 480°C, а усилие возросло в 3раза.

5. Разработанная, компьютерная модель позволяет рассчитать и выбрать требуемый режим охлаждения при работе МГД-насосов, при повышенных токовых нагрузках.

ГЛАВА 5. КОНСТРУКЦИЯ МГД-НАСОСА С ПРЕДЕЛЬНЫМИ ТЕХНИЧЕСКИМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ

При создании опытно-промышленного образца МГД-насоса для перекачки магния для ОАО «КУМЗ» г. Каменск-Уральский, описанного в данной работе приходилось отталкиваться от условий производства, которые можно сформулировать следующим образом:

1) требовалось сохранить геометрические размеры разрабатываемого МГД-насоса для обеспечения возможности его установки на существующую технологическую площадку. Поэтому длина l , толщина b и ширина a индуктора были регламентированы. Геометрические обозначения указаны на рисунке 5.1;

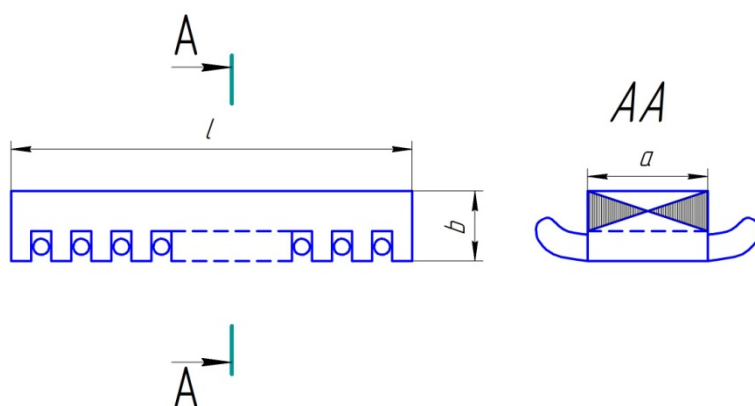


Рисунок 5.1 – Геометрические обозначения МГД-насоса

2) необходимо было сохранить источник питания МГД-насоса. Разработанный МГД-насос должен получать питание от сети промышленной частоты 50 Гц от трехфазного трансформатора Y_0/Y , 380/12В;

3) необходимо было обеспечить возможность установки в новый насос используемых на ОАО «КУМЗ» металлтрактов. Это обуславливает фиксированную величину немагнитного зазора и ширины металлотракта;

4) толщина b индуктора при изготовлении опытного образца была ограничена размерами существующих заготовок листов магнитопровода и прижимных щек.

Представляет определенный интерес получение характеристик насоса, размеры которого обусловлены условиями встраивания в технологический процесс, но все остальные ограничения (по толщине индуктора, ширине

металлотракта, параметрам мощности источника питания, возможности использования в качестве источника преобразователя частоты и т.п.) были бы сняты. Таким образом можно получить конструкцию насоса с предельными техническими характеристиками в заданных габаритах (при заданных длине и ширине насоса).

5.1 Выбор параметров источника питания

Плоский индукционный МГД насос с бегущим магнитным полем представляет собой линейную электрическую машину переменного тока с каналом прямоугольного сечения (или с сечением, близким к прямоугольному). В таком устройстве будут ярко выражены как продольный, так и поперечный краевые эффекты [9]. Поперечный краевой эффект, вызванный увеличением сопротивления замыкания наведенных токов во вторичном элементе с ростом частоты, оказывает существенное влияние на параметры электрической машины.

При относительно низких частотах, когда поперечный краевой эффект во вторичном элементе слабо выражен, сопротивление, оказываемое вторичным токам невелико. Однако слабее выражена и поперечная (по отношению к направлению бегущего поля) составляющая наведенного вторичного тока, а именно она создает при взаимодействии с магнитным полем индуктора, пронизывающим канал, продольное (вдоль оси канала) или тяговое усилие. При относительно высоких частотах поверхностный эффект на краях канала приводит к многократному увеличению сопротивления этих областей, что ограничивает величину вторичного тока. При этом, однако, в активной части канала преобладает поперечная составляющая наведенного вторичного тока.

Таким образом, становится очевидным, что при определенной частоте питающего тока в канале будет наблюдаться максимум тягового усилия. Схематическое изображение насоса изображено на рисунке 5.2. Поскольку насос состоит из двух одинаковых модулей, токи в обмотках которых имеют одно и то же направление, то решаемая задача является плоскосимметричной. То есть

существует плоскость, разделяющая модель на две равные симметричные подобласти, электромагнитные явления в которых одинаковы.

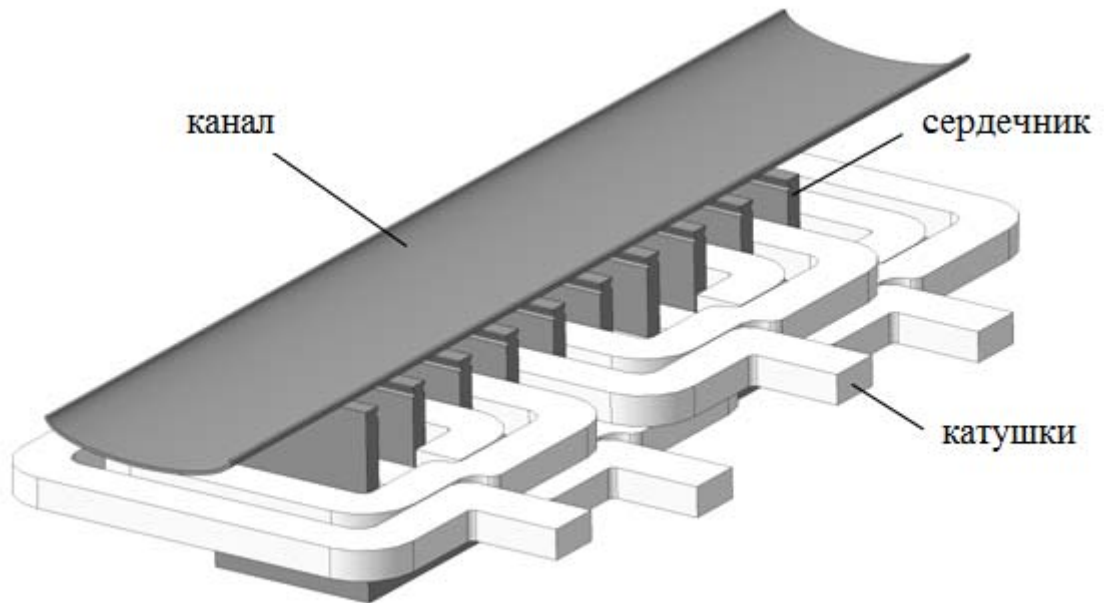


Рисунок 5.2 – Конструкция насоса

Индукционный насос представляет собой 3D структуру (представленную в координатах x , y , z), имеющую в своем составе: *канал* из нержавеющей стали овального сечения, заполненный расплавленным металлом (на рисунке 5.2 не показан), *магнитопровод* из электротехнической стали, электропроводность которой для упрощения расчетов принята равной нулю для всех направлений, и *4 обмотки*, расположенные в пазах магнитопровода.

Катушки индуктора получают питание от источника напряжения. Таким образом, к граням начал и концов обмоток прилагаются напряжения от трехфазного симметричного источника. Схема расположения терминалов подключения источников изображена на рисунке 5.3.

Для наиболее точного описания краевых эффектов, возникающих в линейной индукционной машине плоской конструкции необходимой и достаточной является трехмерная постановка задачи.

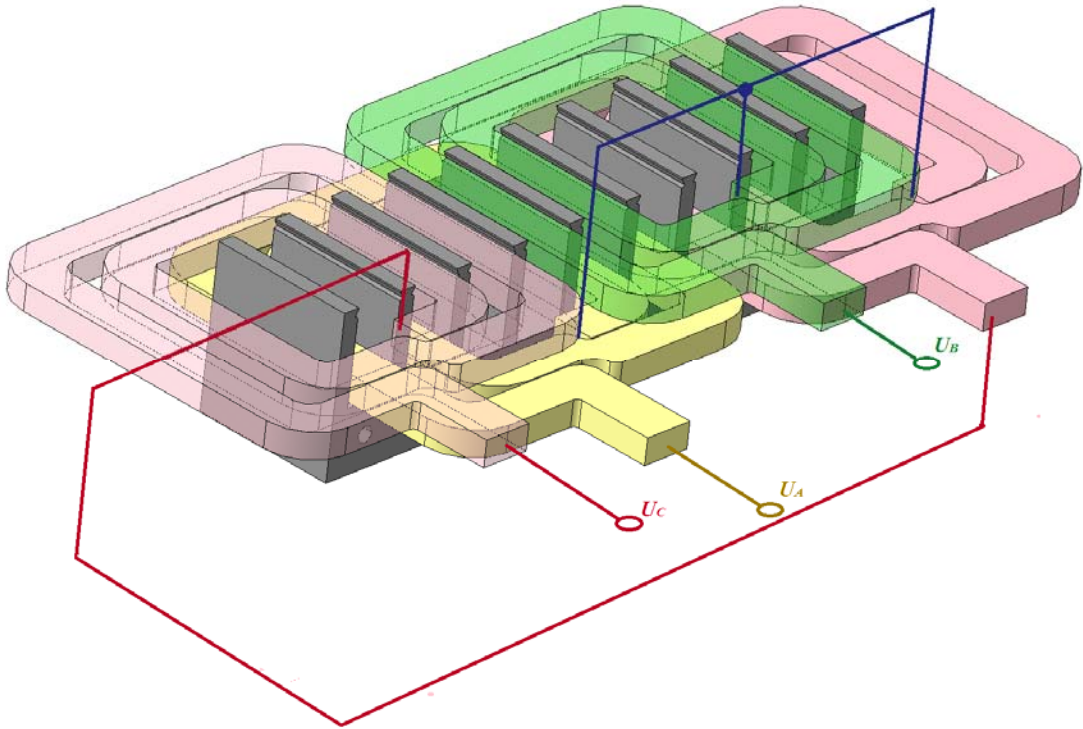


Рисунок 5.3 – Схема соединения обмоток и терминалы подключения источника напряжения

Индуктор в этом случае располагается в трехмерной подобласти, ограниченной со всех сторон кроме плоскости симметрии гранями наложенным нулевым граничным условием Дирихле.

Задача формулируется относительно векторного магнитного потенциала. Поле в модели описывается следующим дифференциальным уравнением в частных производных

$$\begin{aligned} & (j\omega\sigma - \omega^2 \varepsilon_0 \varepsilon_r) \mathbf{A} + \nabla \times (\mu_0^{-1} \mu_r^{-1} \nabla \times \mathbf{A}) + \\ & + (\sigma + j\omega \varepsilon_0 \varepsilon_r) \nabla V = \mathbf{J}^e = 0 \end{aligned} \quad (5.1)$$

Здесь \mathbf{A} – векторный магнитный потенциал,

\mathbf{J}^e – сторонняя плотность тока,

V – электрический потенциал,

ω – угловая частота,

$\varepsilon_0 \varepsilon_r$ – тензор диэлектрической проницаемости,

$\mu_0^{-1} \mu_r^{-1}$ – обратная величина тензора магнитной проницаемости,

σ – удельная электропроводность.

Магнитное поле наводится в магнитной системе индуктора при протекании по катушкам индуктора тока, плотность которого определяется по уравнению:

$$\mathbf{J}_p = -\sigma \nabla V \quad (5.2)$$

Бегущее электромагнитное поле в немагнитном зазоре магнитной системы индуктора наводит в расплавленном металле, находящемся в канале вихревые токи.

$$\mathbf{J}_{eddy} = -j\omega\sigma \mathbf{A} \quad (5.3)$$

Которые при взаимодействии с внешним магнитным полем обуславливают появление электродинамических сил, пространственные компоненты объемной плотности которых при осреднении пульсирующей составляющей могут быть получены по формулам:

$$\begin{cases} F_x = 0.5 \cdot \left(\dot{J}_y \cdot B_z^* - \dot{J}_z \cdot B_y^* \right); \\ F_y = 0.5 \cdot \left(\dot{J}_z \cdot B_x^* - \dot{J}_x \cdot B_z^* \right); \\ F_z = 0.5 \cdot \left(\dot{J}_x \cdot B_y^* - \dot{J}_y \cdot B_x^* \right). \end{cases} \quad (5.4)$$

Физические параметры элементов системы перечислены в таблица 5.1.

Таблица 5.1

Параметры системы

	Элемент	μ_r	σ (S/m)
1	Обмотка (Al)	1	3.77×10^7
2	Металл в канале (Mg)	1	1.09×10^7
3	Оболочка канала (магнитная сталь)	1	4.03×10^6
4	Сердечник (электротехническая сталь)	$\mu_r(B)$	0
5	Воздух	1	0

Магнитная проницаемость сердечника определяется зависимостью $\mu_r(B)$, приведенной на рисунке 5.4.

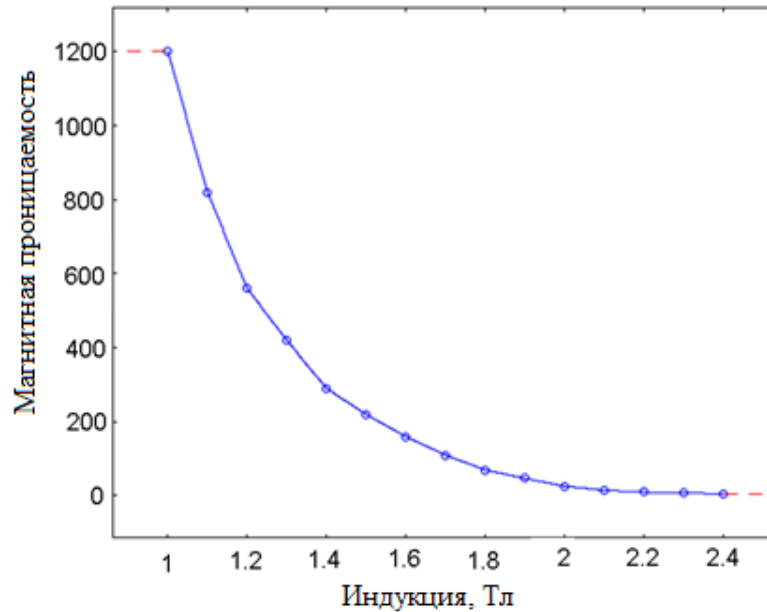


Рисунок 5.4 – Зависимость магнитной проницаемости стали от индукции

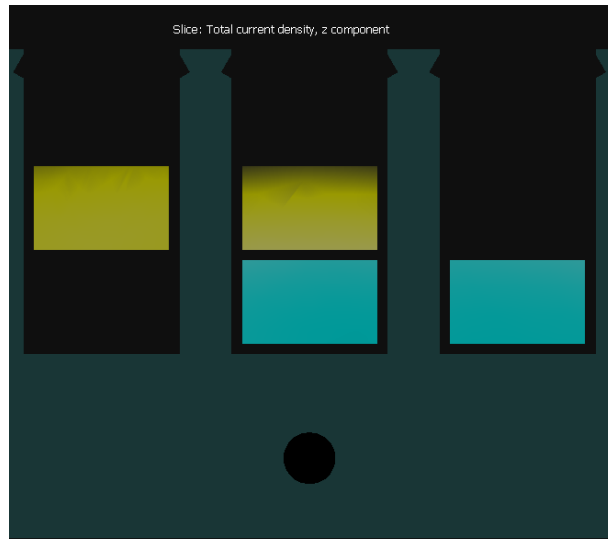
Относительная магнитная проницаемость стали сердечника при индукциях до 1 Т принята равной 1200.

Компьютерная модель была реализована в программе COMSOL Multiphysics 3.5a. Эта программа позволяет проводить моделирование электромагнитных полей в 3-х мерной постановке, что в наибольшей степени отвечает поставленным задачам.

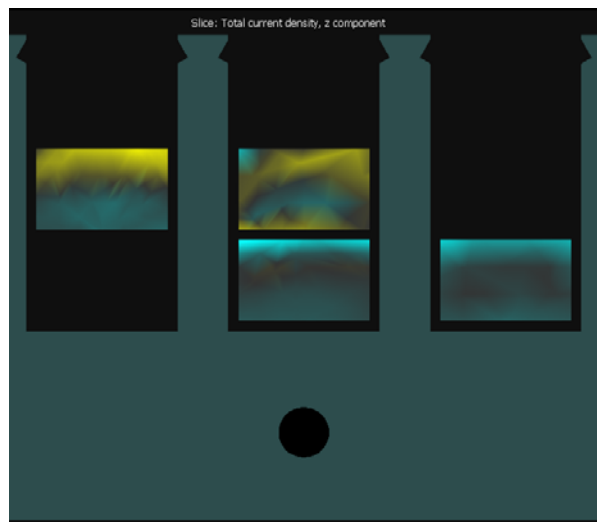
Геометрия модели отражена на рисунке 5.2. Моделируемая подобласть представляет собой прямоугольный параллелепипед, ограниченный снизу спинкой магнитопровода, сверху – плоскостью антисимметрии (на этой границе тангенциальная составляющая магнитного поля приравнивается нулю, то есть применено однородное граничное условие Неймана), с остальных сторон оставлен воздушный промежуток 10 мм от границ катушек для замыкания полей рассеяния.

При проведении вычислительных экспериментов производилось изменение частоты источника напряжения, питающего обмотки индуктора. При этом существенно изменялось как активное, так и индуктивное сопротивления

обмоток. На рисунке 5.5 приведены сечения обмоток на частотах 10 и 729 Гц, где представлены распределения плотности тока по сечению проводника.



а)



б)

Рисунок 5.5 – Распределение плотности тока в проводниках индуктора на частотах: а) 10 Гц; б) 729 Гц

На рисунке 5.5 видно, что в первом случае на частоте 10 Гц распределение плотности тока существенно более равномерно, чем во втором. Индуктивное сопротивление обмоток в свою очередь прямо пропорционально частоте источника питания. Поэтому напряжение подбиралось таким образом, чтобы суммарный ток в проводнике, полученный путем интегрирования плотности тока по сечению, оставался неизменным [70, 71]. Полученные значения напряжений приведены в таблице 5.2.

Таблица 5.2 Подобранные значения
напряжения источника

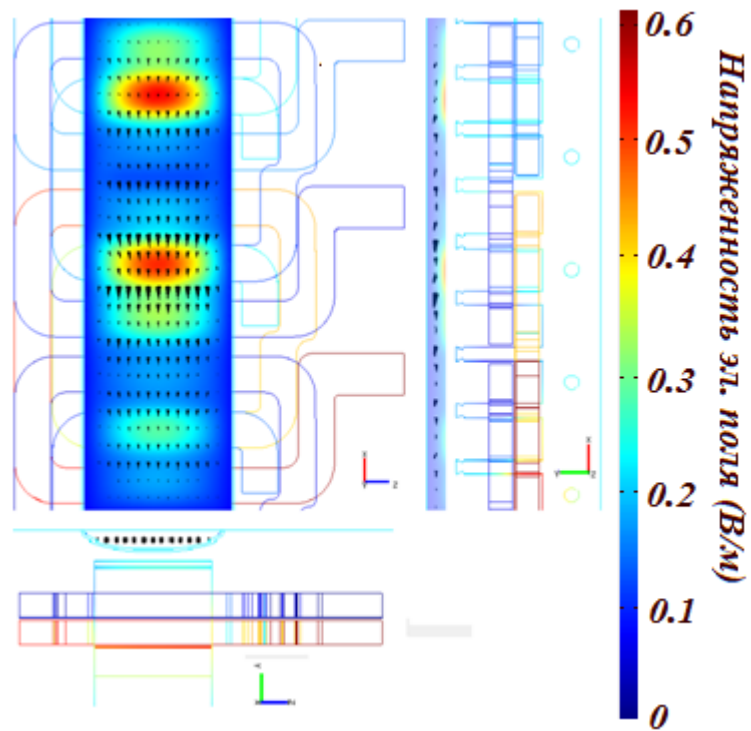
Частота, Гц	U _A , В	U _B , В	U _C , В
10	0.32	0.38	0.42
29	0.92	1.15	1.22
50	1.61	1.99	2.10
145	4.67	5.77	6.09
291	9.37	11.58	12.22
365	11.75	14.53	15.33
729	23.47	29.01	30.62

Исследование показало, что в основном падение напряжения на катушках обусловлено их индуктивным сопротивлением, поэтому полученные числовые значения отвечают выражению $U/f=\text{const}$.

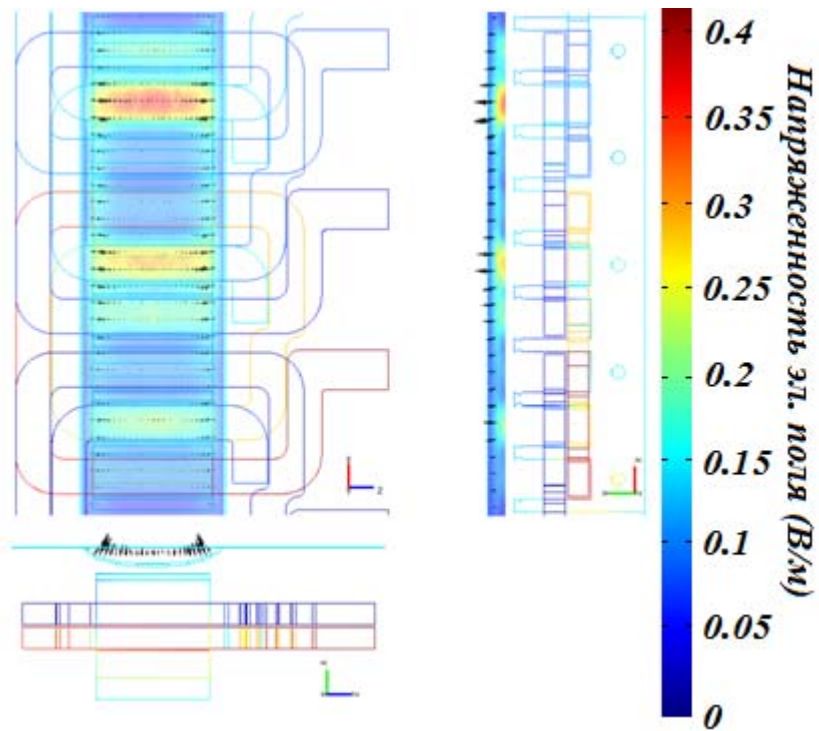
На рисунке 5.6 приведены результаты проведенных вычислительных экспериментов для трех различных частот: 10 и 729 Гц. Здесь стрелками показаны удельные объемные электродинамические усилия, осредненные за период.

Видно, что в первом случае преобладают тангенциальные (тяговые) усилия, во втором случае – нормальные, т.е. усилия, направленные на сжатие металла в канале.

На рисунке 5.7 приведены рассчитанные картины поля распределения плотности тока. Видно, что в последнем случае (729 Гц) токи вытесняются практически к поверхности канала, в его проводящую стенку, что обуславливает значительное ослабление тягового усилия.

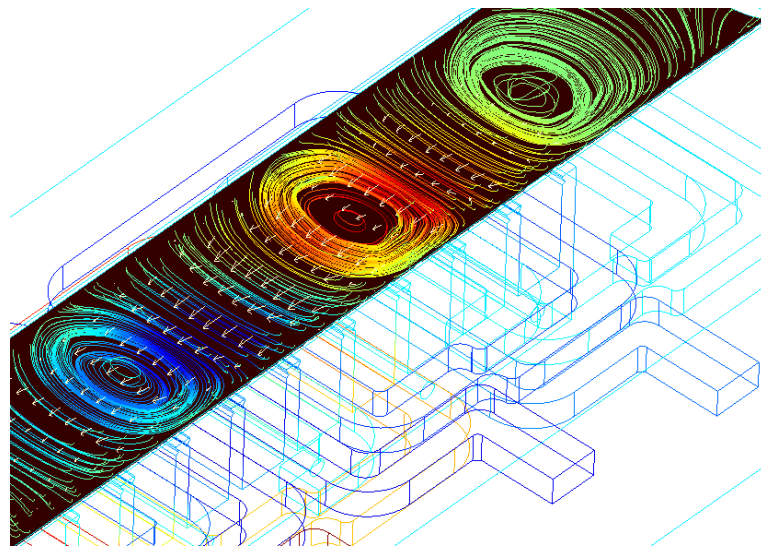


a)

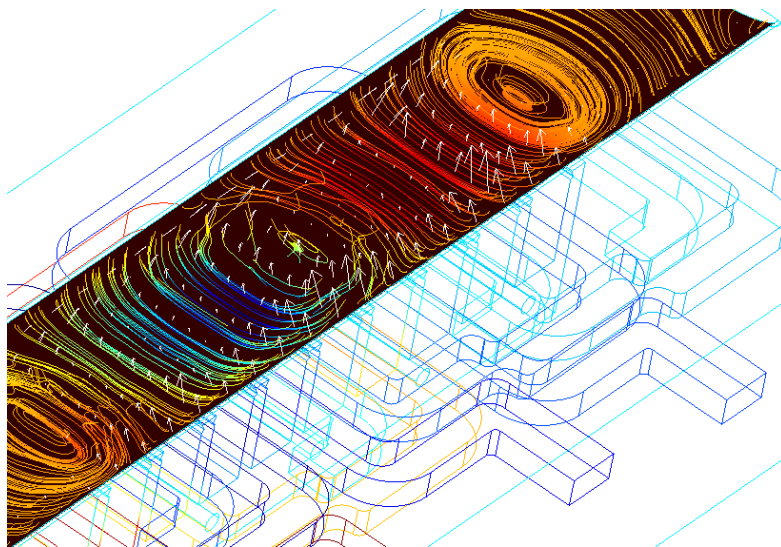


b)

Рисунок 5.6 – Распределение плотности усилия в канале при питании индуктора на частотах: а) 10 Гц; б) 729 Гц



a)



b)

Рисунок 5.7 – Распределение плотности тока в канале при питании индуктора на частотах: а) 10 Гц; б) 729 Гц

В таблице 5.3 приведены результаты проведенных вычислительных экспериментов. Сравнивая соотношения мощностей тепловыделения в металле (P_{me}) и стенке канала (P_k) видно, что при повышении частоты увеличивается экранирующий эффект стенки канала.

Таблица 5.3 Результаты расчета

Частота, Гц	$\frac{F_T^{Me}}{F_T^K}$	$\frac{P_{Me}}{P_K}$
10	3.53	4.24
50	3.51	4.21
200	3.28	3.85
729	2.24	2.44

В результате вытеснения тока к поверхности канала, в его проводящую стенку, так же возрастает сопротивление канала, что приводит к значительному ослаблению наведенного тока и электродинамического усилия, это видно при исследовании соотношения тяговых усилий создаваемых в металле (F_T^{Me}) и стенке канала (F_T^K) соответственно. Можно утверждать, что частота питающего тока существенно влияет на краевые эффекты в канале, что в полной мере отражается в созданной компьютерной модели.

Результаты вычислений при интегрировании продольной составляющей удельного электродинамического усилия по объему приведены в таблице 5.3.

Полученную зависимость усилия от частоты, изображенную на рисунке 5.8, удобно представить в обобщенном виде, для того, чтобы можно было использовать ее для насосов того же типа, но с иными размерами и для перекачиваемой среды с другими электрофизическими свойствами. Частоту в этом случае удобно заменить таким параметром как электромагнитная добротность [44, 45, 54]. Этот параметр, учитывает конструкцию насоса и электропроводность среды:

$$Q_f = 2\pi f \cdot \mu_0 \cdot \sigma \cdot \frac{\tau^2}{\pi^2} \cdot \frac{d}{\delta} \quad (5.5)$$

где τ - полюсное деление, δ - расстояние между индукторами, d - эквивалентная толщина канала, f - частота, σ - электропроводность среды. Усилие удобно также представить в обобщенном виде как отношение текущего усилия на соответствующей частоте максимальному полученному усилию.

Зависимость изображена на рисунок 5.9. Вычисленные параметры также приведены в таблице 5.4.

Таблица 5.4 Вычисленные интегральные тяговые усилия

№	Частота, Гц	Усилие, Н	Электро- магнитная добротность	Относительное усилие
1	10	0.79	1.83	0.11
3	29.15	1.98	5.33	0.28
4	50	3.25	9.15	0.46
5	72.8	4.43	13.33	0.62
6	145.8	6.63	26.70	0.93
7	174.95	6.96	32.04	0.98
8	200	7.09	36.62	1.00
9	218.7	7.1	40.0	1.00
10	291.58	6.88	53.4	0.97
11	364.5	6.49	66.75	0.91
13	728.96	4.9	133.5	0.69
14	1457.9	3.98	266.9	0.56

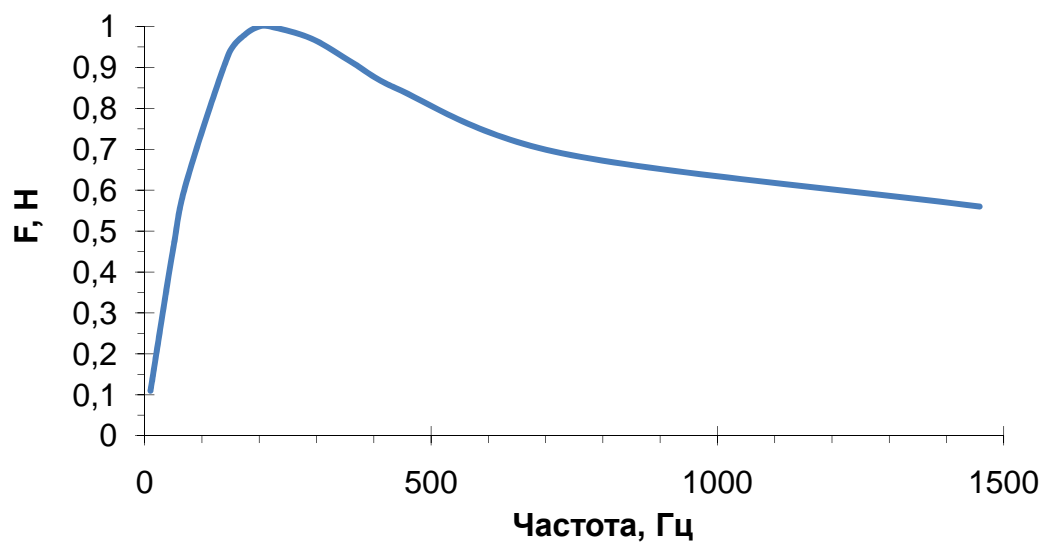


Рисунок 5.8 – Полученная зависимость усилия от частоты

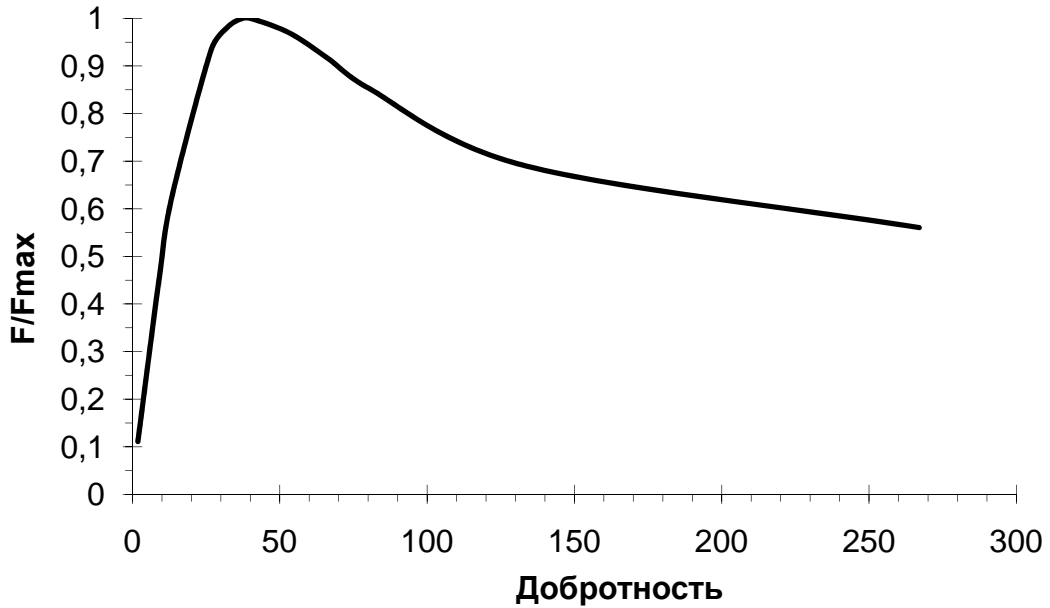


Рисунок 5.9 – Зависимость относительного усилия от электромагнитной добротности

Для приведенной конструкции насоса максимальное усилие было получено в районе 220 Гц, что соответствует добротности около 34,5. При пересчете полученных данных на расплавленный металл ($\gamma = 3.497 \cdot 10^6$ См/м), оптимальная частота сместилась к уровню 679 Гц[73,98].

Созданная компьютерная модель позволяет производить исследование электромагнитных процессов в линейной индукционной машине. Здесь в полной мере учитываются продольный и поперечный краевые эффекты, экранирующее влияние проводящей стенки канала, поверхностные эффекты в массивных проводниках обмотки. Полученные результаты исследования оптимальной частоты позволят производить оценку выбора геометрических размеров машины с учетом максимума получаемого усилия на выбранной частоте источника питания. Они также позволяют обосновать выбор частоты источника при фиксированных размерах индуктора и канала.

5.2 Оптимизация размеров пазовой зоны МГД-насоса

Предположим, что при проектировании МГД-насоса не были наложены какие-либо ограничения по геометрическим размерам кроме длины. Коэффициент полезного действия МГД-машины в условиях ненасыщенной магнитной цепи возрастает с увеличением магнитной индукции в зазоре. Исходя из этого необходимо выявить наиболее выгодное соотношение размеров зубцово-пазовой зоны для определения оптимальной конструкции индуктора МГД-насоса с максимальным развиваемым усилием и максимальным использованием магнитного материала.

Исследования соотношения ширины паза и зубца были приведены в следующих работах [2, 15, 29], в которых получено, что соотношение ширины зубца к зубцовому делению наиболее выгодно в значении $1/3$.

Критериями оценки являются отношение пускового усилия к расходу материалов и отношение пускового усилия к потерям в стали и меди при неизменной линейной нагрузке. Расчеты производились в программе Elcut.

Целью расчета магнитного поля в нелинейной среде является получение магнитной проницаемости зубцов и ярма индуктора, которая в дальнейшем учитывалась в расчете электромагнитных процессов в насосе с использованием метода ДМСЗ.

При расчете магнитного поля используется формулировка задачи относительно векторного магнитного потенциала.

При решении используется уравнение Пуассона для векторного магнитного потенциала A ($B = \text{rot } A$, B - вектор магнитной индукции) [64].

В рассматриваемой задаче вектор индукции B всегда лежит в плоскости модели (xy), а вектор плотности стороннего тока j и векторный потенциал A перпендикулярны к ней. Иными словами, электрический ток, создающий магнитное поле, направлен перпендикулярно плоскости чертежа.

Для данной задачи уравнение имеет вид:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{1}{\mu_y} \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{1}{\mu_x} \frac{\partial A}{\partial y} \right) = -j, \quad (5.6)$$

где компоненты тензора магнитной проницаемости μ_x и μ_y кже плотность тока j - постоянные величины.

Свойства материалов считаются изотропными ($\mu_x = \mu_y$ или $\mu_z = \mu_r$) и задаются зависимостью $B=f(H)$, представленной кубическим сплайном [92].

Пространственно распределенный ток описывается полным числом ампер-витков, ассоциированных с блоком, представляющий собой обмотку ЛИМ. Плотность тока в катушке определяется по формуле

(5.7)

$$j = \frac{nI}{S},$$

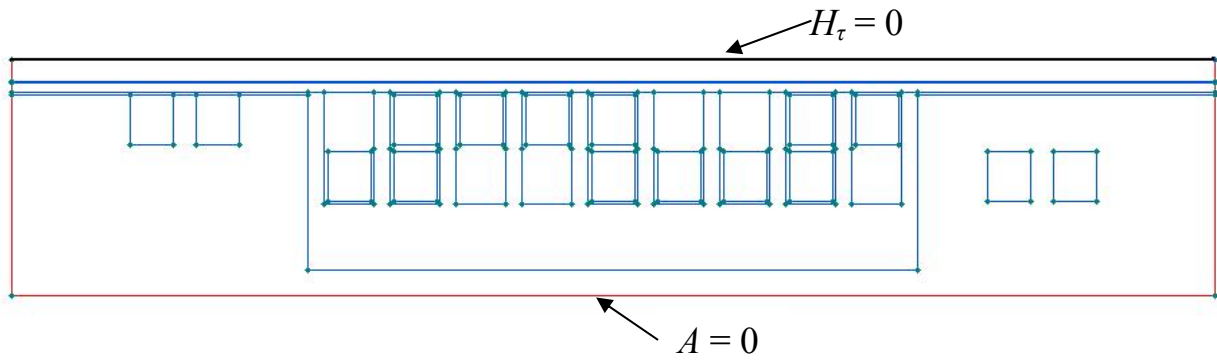
где: n - количество витков катушки, I - полный ток, S - площадь поперечного сечения катушки.

В блоках, представляющих собой обмотку ЛИМ, задано одно и то же значение МДС. Заданные блоки соединены последовательно. В этом случае плотность тока в каждом блоке вычисляется делением общего числа ампер-витков на площадь блока[92].

При построении модели на внутренних и внешних границах области применены следующие граничные условия.

1. На внешних границах модели задано нулевое условие Дирихле. Данное граничное условие определяет нормальную составляющую индукции на границе.
2. Однородное условие Неймана на плоскости магнитной антисимметрии. Означающее отсутствие касательной составляющей индукции на границе.

Данные условия представлены на рисунке 5.10.



Рисунке 5.10 – Геометрическая модель насоса

При анализе результатов расчета магнитного поля был получен векторный магнитный потенциал A . И основываясь на нем вектор магнитной индукции $B = \text{rot } A$:

$$B_x = \frac{\partial A}{\partial y}, \quad B_y = -\frac{\partial A}{\partial x} \quad (5.8)$$

Исходя из значения индукции при использовании зависимости $B(H)$ заданной в начале расчета, изображенной на рисунке 5.11, было получено значение магнитной проницаемости.

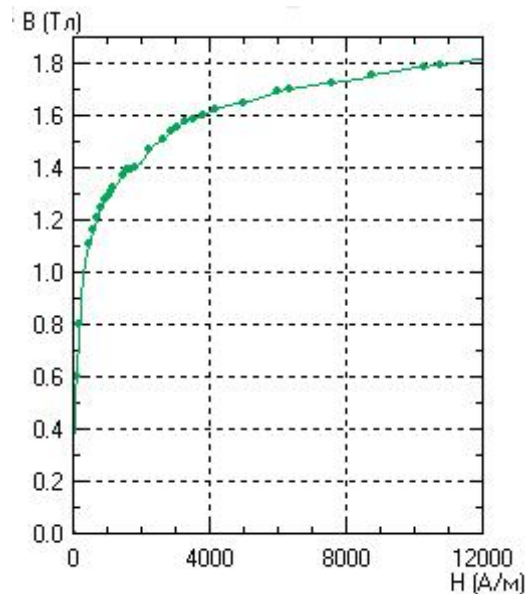


Рисунок 5.11 – Кривая намагничивания

Значения магнитной проницаемости стали зуба и ярма, рассчитанные в пакете Elcut, для каждого случая подставлялись в математическую модель на базе ДМСЗ в электромагнитный расчет, описанную в главе 2.

При изменении высоты паза учитывалось изменение геометрии проводников обмотки, и производился перерасчет для поддержания одинаковой линейной нагрузки. Полученные данные сведены в таблицу 5.5

Таблица 5.5

Расчетные данные

$\frac{h}{\tau_z}$	I_m, A	$J_m, A/m^2$	μ_r (зубец)	μ_r (ярмо)	Индукция (в зазоре), Тл	М, (кг)		$P_{эл}, Вт$	Усилие, Н
						медь	сталь		
1.44	268	3.5	1960	4585	0.24	7.32	11.35	986	76.65
1.57	276	3.1	1650	4225	0.25	7.92	11.65	972	81.97
1.69	290	2.68	932	3842	0.26	8.56	12.31	991	89.79
1.94	312	2.75	560	3368	0.28	9.82	12.46	996	102.12
2.07	323	2.35	425	3225	0.29	10.4	12.73	1006	108.09
2.19	333	2.56	385	3136	0.30	11.08	13.00	1011	114.38
2.32	344	2.49	290	3087	0.31	11.71	13.28	1017	118.35
2.44	354	2.42	230	3000	0.31	12.34	13.55	1022	121.41
2.57	363	2.35	180	2920	0.32	12.97	13.82	1026	122.6
2.69	373	2.29	150	2800	0.32	13.61	14.09	1030	123.48
3.19	409	2.09	102	2100	0.33	16.13	15.17	1042	123.64
3.57	433	1.97	85	1530	0.34	18.02	15.98	1050	125.62
3.94	457	1.87	75	1200	0.34	19.92	16.79	1054	126.40

Высота ярма во всех случаях оставалась неизменной. Так же производился расчет температуры пазовой части магнитопровода и затраты материала. Полученные значения потерь в стали зубца и ярме записывались в таблицу 5.6.

Таблица 5.6

Сводная таблица

$\frac{h}{\tau_z}$	$P_{ст}$ ярмо, Вт	$P_{ст}$ зуб, Вт	$T_{обмоток},$ $^{\circ}C$	$\frac{F}{M_{медь} + M_{ст}}$	$\frac{F}{P_{эл} + P_{мн}}$	Индукция, Тл (зубец)	Индукция, Тл (ярмо)
1.44	6.6	5.57	133	4.1	0.076	1.09	0.62
1.57	7.43	6.03	129.13	4.18	0.083	1.13	0.64
1.69	8.26	8.96	125	4.3	0.089	1.2	0.68
1.94	8.79	12.15	121.23	4.58	0.1	1.32	0.74
2.07	9.91	14.9	119.16	4.66	0.104	1.37	0.79
2.19	10.32	17.93	116.85	4.74	0.109	1.45	0.82
2.32	10.74	20.07	114.72	4.734	0.112	1.49	0.85
2.44	11.56	23.5	112.61	4.68	0.114	1.55	0.89
2.57	11.98	25.9	110.56	4.57	0.115	1.61	0.93
2.69	12.39	29.78	108.62	4.45	0.115	1.65	0.95
3.19	15.7	44.53	101.46	4.037	0.114	1.78	1.07
3.57	17.35	54.9	96.81	3.69	0.111	1.84	1.15
3.94	19.82	68.25	92.58	3.367	0.108	1.9	1.24

Рассматриваемые модели сравнивались по двум отношениям. Отношение развиваемого усилия в канале к суммарным затратам материала обмоток и магнитопровода $K_{э.мат} = \frac{F}{M_{ст} + M_{меди}}$ (кривая №1). Отношения развиваемого усилия к суммарным электрическим и магнитным потерям $K_{э.эн.} = \frac{F}{\Delta P_{эл} + \Delta P_{мн}}$ (кривая №2).

Первый фактор определяет минимум капитальных затрат на создание насоса, второй – позволяет оценить эксплуатационные затраты. На рисунке 5.12 приведены зависимости этих относительных параметров. $K_{э.мат} i^* = \frac{K_{э.мат} i}{K_{э.мат} max}$,

$K_{э.эн} i^* = \frac{K_{э.эн} i}{K_{э.эн} max}$, от соотношения глубины паза и зубцового деления.

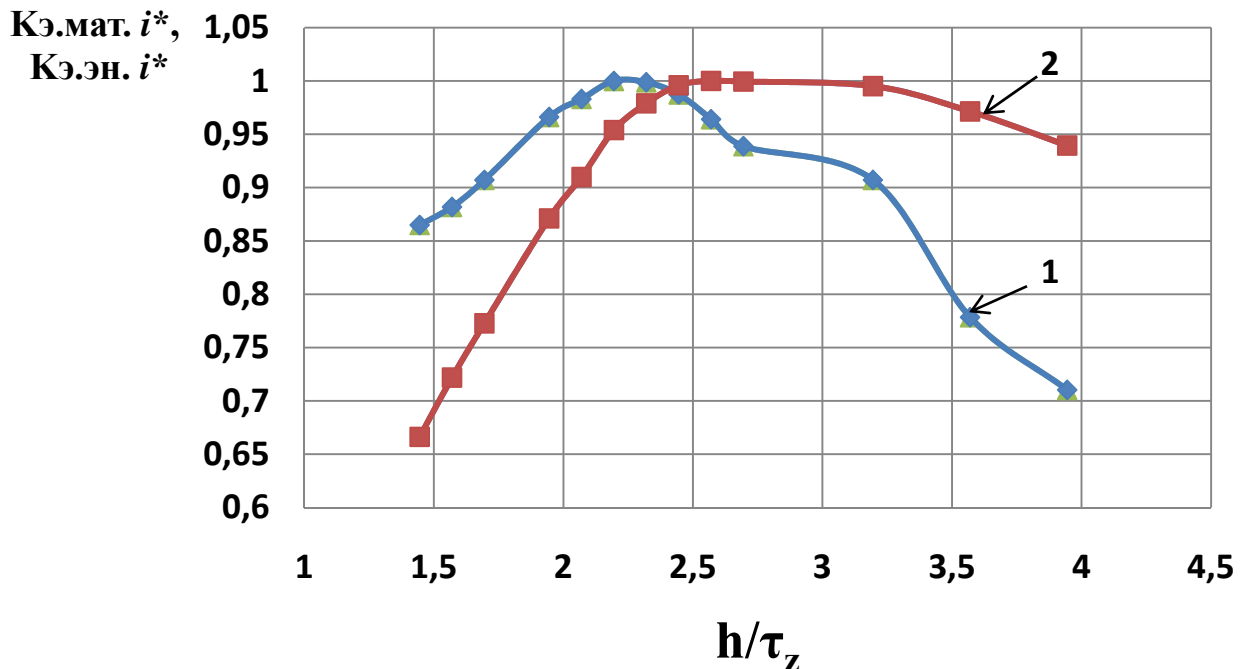


Рисунок 5.12 – Полученные результаты

Как видно оптимальный размер паза варьируется в области отношения зубцового деления к высоте паза от 2,25 до 2,5. Например в отсутствии каких-либо ограничений со стороны завода, при неизменной длине индуктора и возможности изменить геометрические размеры паза мы можем получить развиваемое усилие в 4 раза больше чем полученное усилие в разработанном опытно-промышленном образце (Глава 3).

5.3 Расход-напорная характеристика МГД-насоса

При встраивании МГД-насоса в технологический процесс важно знать, в каком режиме будет работать проектируемое устройство. Произвести эту оценку помогает расход-напорная характеристика (зависимость напора от подачи (расхода) насоса). Получить эту характеристику можно с помощью предложенной компьютерной модели в MathCAD, на основе метода ДМСЗ (Глава 2).

На рисунке 5.13 представлена расход-напорная характеристика для МГД-насоса №1 установленного на ОАО КУМЗ с числом пар полюсов $p=3$. МГД-насос имеет 18 пазов. Число витков в пазу $U_p=2$, геометрические размеры указаны в таблице 5.7. Линейная нагрузка 36.5А/мм . Плотность тока $2.8 \cdot 10^6\text{А/мм}^2$. Перекачиваемый металл - магний. Температура перекачиваемого металла: 700°С .

Таблица 5.7 Основные параметры МГД-насосов

величина	обозначение	ед. изм.	№1	№2	№3
Частота питания	f	Гц	50	50	679
число фаз	m		3	3	3
число полюсов	$2p$		6	2	2
полюсное деление	τ	мм	60.0	180.0	180
ширина пакета статора	L_1	мм	100.0	85.0	85.0
высота ярма	h_A	мм	35.0	40.0	40.0
зубцовое деление	t_Z	мм	20.0	40.0	40.0
ширина паза	b_{II}	мм	12.0	30.0	30.0
ширина зубца	b_Z	мм	8.0	10.0	10.0
высота зубца	h_Z	мм	40.0	58.5	97.8
число пазов	z_1		18	9	9
число пазов на полюс-фазу	q		1	1.5	1.5
число витков в пазу	w_K		2	16	16

Интегральные характеристики, полученные в результате расчета, представлены в таблице 5.8.

Таблица 5.8 Сводка параметров и результатов исследования МГД-насоса №1

$Q, \text{м}^3/\text{ч}$	0	2	10	30	40	50	60	65	67
$H, \text{м}$	0.475	0.465	0.425	0.301	0.23	0.16	0.10	0.039	0.021
$\eta, \%$	0	0.11	0.49	1.09	1.13	0.97	0.69	0.31	0.17
$P_{вэ}, \text{Вт}$	266.2	257.2	223.7	148.5	118.6	91.95	74.27	60.64	56.98
$P_{пол}, \text{Вт}$	0	2.18	9.87	23.50	26.72	27.75	26.86	24.78	23.90

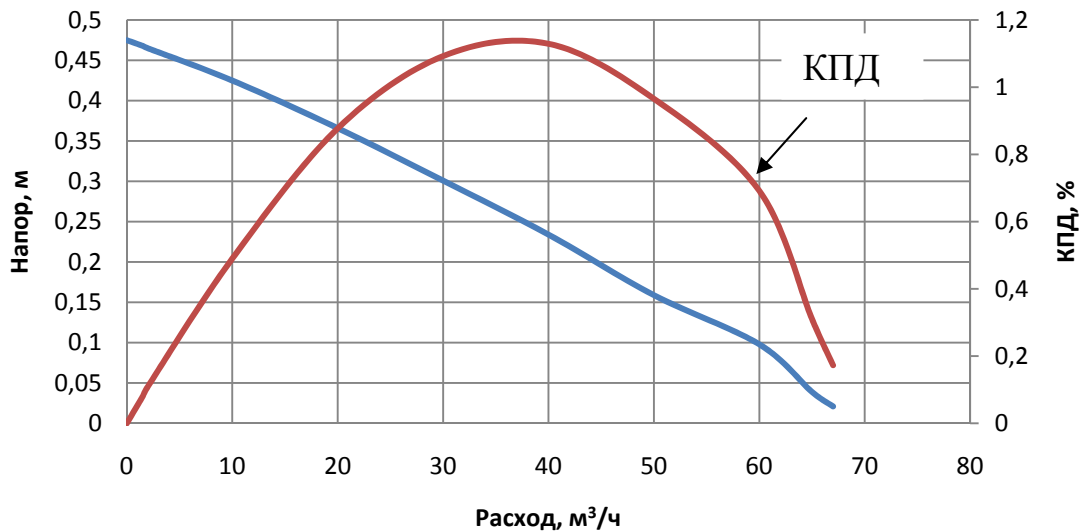


Рисунок 5.13 – Расход-напорная характеристика МГД-насоса №1.

На рисунке 5.14 представлена расход-напорная характеристика для МГД-насоса №2 разработанного в рамках данной диссертационной работы и описанного в главе 4 с числом пар полюсов $p=1$. МГД-насос имеет 9 пазов. Число витков в пазу $U_p=16$, геометрические размеры указаны в табл. 5.6. Линейная нагрузка $34.8\text{A}/\text{мм}$. Плотность тока $2.93 \cdot 10^6\text{A}/\text{мм}^2$. Перекачиваемый металл-магний. Температура перекачиваемого металла: 700°C .

Интегральные характеристики, полученные в результате расчета, представлены в таблице 5.9.

Таблица 5.9 Сводка параметров и результатов исследования МГД-насоса №2.

$Q, \text{ м}^3/\text{ч}$	0	1.5	5	10	50	60	70	100	110	120
$H, \text{ м}$	1.57	1.56	1.54	1.49	1.06	0.92	0.82	0.33	0.15	0.02
$\eta, \%$	0	0.33	1.12	2.2	8.68	9.42	9.59	6.19	3.16	0.47
$\cos\varphi$	0.348	0.348	0.346	0.343	0.317	0.31	0.31	0.28	0.27	0.27
$V, \text{ м/с}$	0	0.149	0.496	0.992	5	6.07	6.79	10.00	11.07	11.79
$P_{\text{вз}}, \text{ Вт}$	2130	2096	2051	1986	1515	1405	1336	1066	991	945
$P_{\text{пол}}, \text{ Вт}$	0	11.13	36.42	70.86	253.7	267.2	266.6	156.4	77.09	11.24

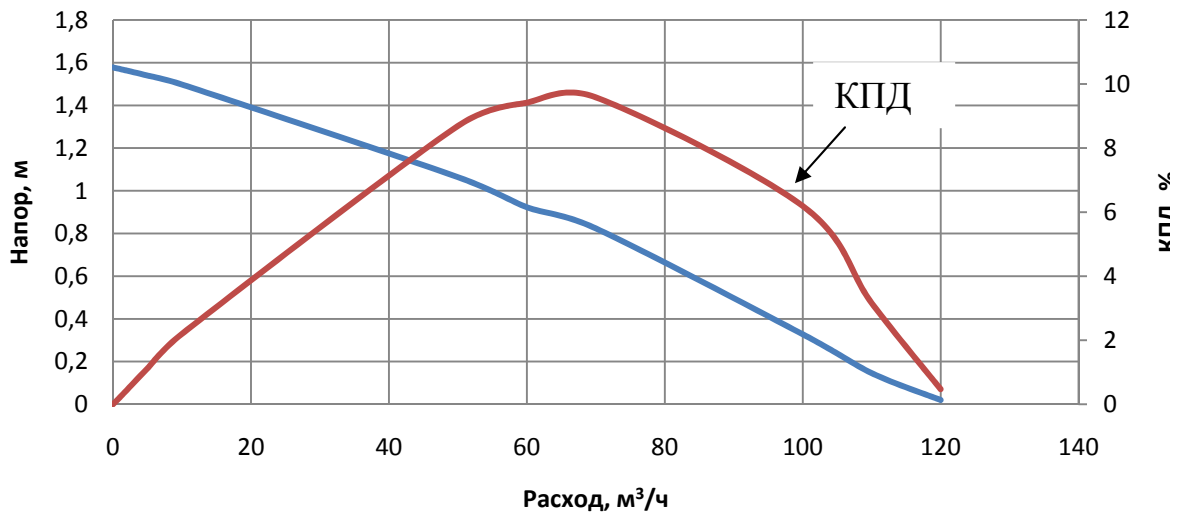


Рисунок 5.14 – Расход-напорная характеристика МГД-насоса №2

На рисунке 5.15 изображена расход-напорная характеристика для МГД-насоса №3, насоса с предельными техническими характеристиками с числом пар полюсов $p=1$. МГД-насос имеет 9 пазов. Число витков в пазу $U_p=16$, геометрические размеры указаны в таблице 5.6. Линейная нагрузка 50 А/мм. Плотность тока $2.061 \cdot 10^6$ А/мм². Перекачиваемый металл - магний. Температура перекачиваемого металла: 700°C

Интегральные характеристики, полученные в результате расчета, представлены в таблице 5.10.

Таблица 5.10 Сводка параметров и результатов исследования МГД-насоса №3

Q , м ³ /ч	0	1.5	50	100	150	170	180	220	295
H , м	3.172	3.173	3.057	2.733	2.239	2.025	1.887	1.328	0.030
η , %	0	0.15	5.09	9.21	11.47	11.68	11.61	10.1	0.32
$\cos\varphi$	0.32	0.32	0.323	0.324	0.325	0.325	0.325	0.324	0.321
V , м/с	0	0.149	5	10	15	16.79	17.85	21.78	29.29
$P_{вэ}$, кВт	13.2	13.2	12.4	11.4	10.5	10.10	9.90	9.19	7.69
$P_{поль}$, Вт	0	22.54	728.9	1303	1602	1621	1607	1380	41.9

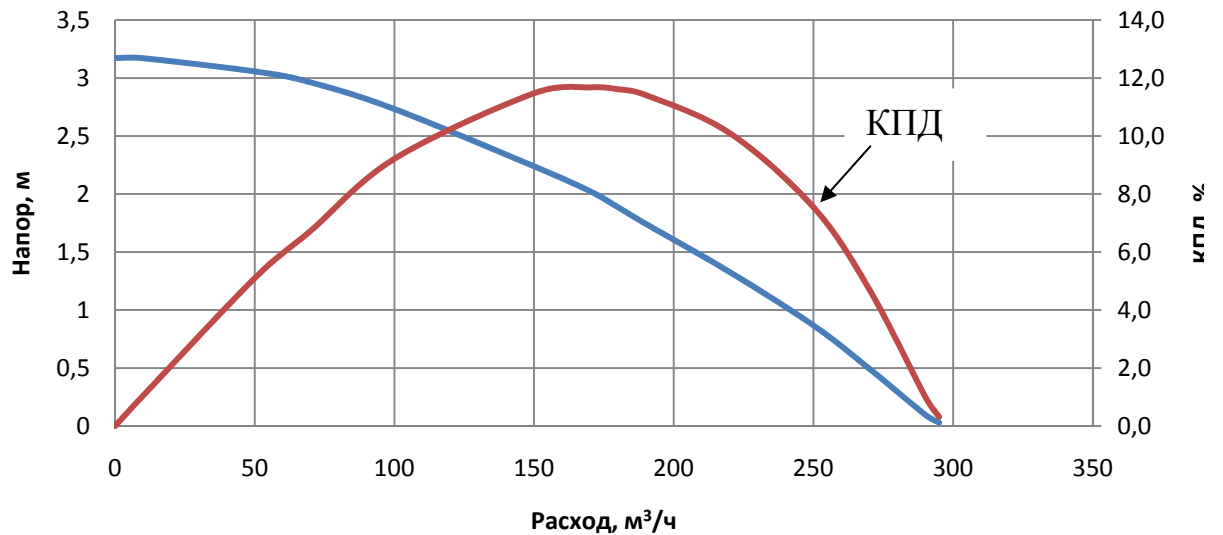


Рисунок 5.15 – Расход напорная характеристика МГД-насоса №3

Как видно при одном факторе нагрева из всех представленных насосов МГД-насос №3 имеет напор в 6 раз выше, чем у прототипа МГД-насоса №1, что позволяет использовать данный насос для более тяжелых металлов таких как алюминий, цинк или свинец. На рисунке 5.13 изображены расход напорные характеристики МГД-насоса №3 для алюминия, цинка и свинца.

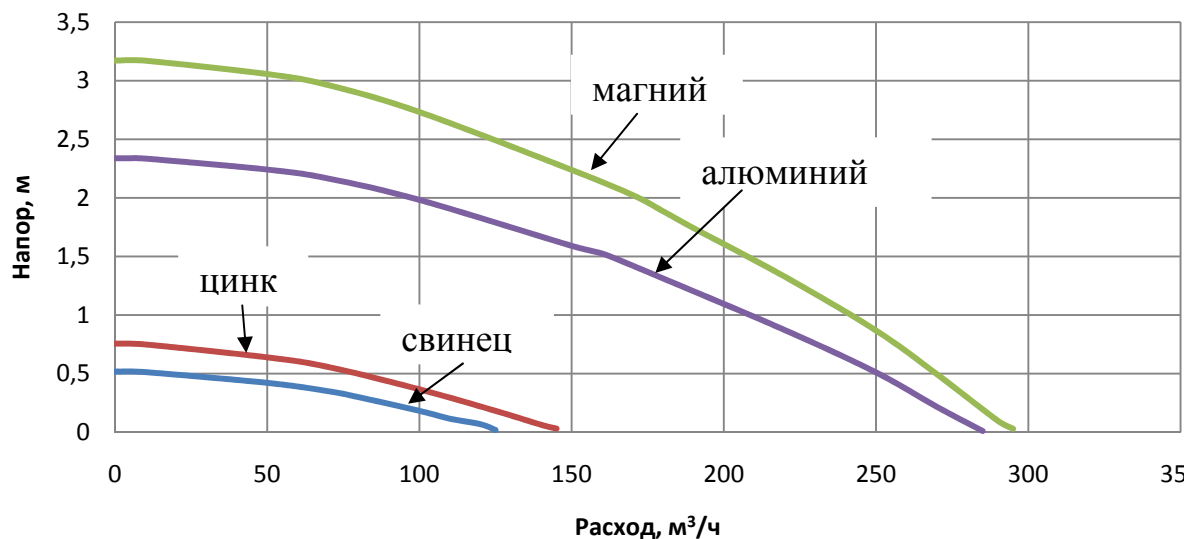


Рисунок 5.12 – Расход напорная характеристика МГД-насоса №3.

Произведенные исследования показали, что наиболее выгодным соотношением размеров глубины паза и зубцового деления МГД-насоса с плоскими катушками будет значение в диапазоне от 2,25 до 2,5 при соотношении ширины зубца к зубцовому делению 1/3. Использование наиболее выгодного

значения добротности 34,5 позволяет получить для этой конструкции насоса максимально возможное пусковое усилие. Тем не менее, можно отметить также, что максимум КПД насоса достигается в режиме, весьма далеком от пускового. Для насоса с предельными характеристиками КПД, определяемый механической энергией переданной расплавленному металлу, будет несколько ниже, чем у насоса, выполненного без учета вышеперечисленных рекомендаций. Таким образом, можно заключить, что зависимости, приведенные на рис. 5.12 справедливы для определения размеров зубцово-пазовой структуры насоса, имеющего максимальное пусковое усилие при минимуме затрат, но не максимальный КПД.

5.4 Выводы

1. В главе представлена компьютерная модель, позволяющая производить исследование электромагнитных процессов в линейной индукционной машине в полной мере учитывая продольный и поперечный краевые эффекты, экранирующее влияние проводящей стенки канала, поверхностные эффекты в массивных проводниках обмотки.

Полученные результаты исследования оптимальной частоты позволят производить оценку выбора геометрических размеров машины с учетом оптимума получаемого усилия на выбранной частоте источника питания. Они также позволяют обосновать выбор частоты источника при фиксированных размерах индуктора и канала.

Для приведенной конструкции насоса максимальное усилие было получено при частоте 680 Гц, что соответствует добротности около 34.5.

2. Представлена зависимость относительного усилия от электромагнитной добротности, которую можно использовать для насосов того же типа, но с иными размерами и для перекачиваемой среды с другими электрофизическими свойствами.

3. Проведено исследование наиболее выгодного соотношения размеров зубцово-пазовой зоны для определения оптимальной конструкции индуктора

МГД-насоса с выбранной конструкцией обмоток и максимальным развиваемым усилием, а также максимальным использованием магнитного материала. Произведенные исследования показали, что наиболее выгодное соотношение глубины паза к зубцовому делению МГД-насоса с плоскими катушками находится в диапазоне от 2,25 до 2,5 при соотношении ширины зубца к зубцовому делению $1/3$.

4. Построены расход-напорные характеристики для оценки режимов работы МГД-насосов. Максимум КПД насоса достигается в режиме, далеком от пускового. КПД при питании разработанного МГД-насоса от источника промышленной частоты составляет 9.6%, тогда как КПД насоса прототипа – 1.2%.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполненная диссертационная работа представляет собой развитие разработок коллектива кафедры ЭЭС ФГАОУ ВПО УрФУ в области исследования взаимосвязанных электромагнитных и тепловых процессов в линейных индукционных МГД-насосах. Основные результаты могут быть выражены в следующем:

1. Выполнен анализ существующих конструкций индукционных и кондукционных МГД-насосов. Недостатками кондукционных МГД-машин с жидкометаллическим рабочим телом являются: большая величина рабочего тока (сотни тысяч ампер) при малом рабочем напряжении (до 3В); необходимость применения токопроводящих металлических стенок каналов; трудности в подводе больших токов к жидкому металлу. Основное положительное свойство кондукционных устройств - возможность получения больших плотностей электродинамических сил, действующих на проводящую среду.

Характерной особенностью индукционных плоских машин является наличие у них поперечного краевого эффекта в распределении вторичных токов. Устранение поперечного краевого эффекта достигается при изготовлении цилиндрической МГД – машины, однако недостатком данных МГД-насосов является сложность в замене металлотракта при его зарастании в процессе эксплуатации.

На основании проведенного анализа сделан вывод, что для перекачки жидкого магния наиболее приемлемой является конструкция плоского линейного индукционного насоса. Это связано с отсутствием необходимости токоподвода к жидкому металлу а также с отсутствием необходимости подвода больших рабочих токов. В отличие от цилиндрических МГД-насосов в плоских индукционных МГД-насосах есть возможность быстрой замены металлотракта при его зарастании.

2. Рассмотрены методы электромагнитного расчета и расчета тепловых процессов индукционных устройств. Универсальные пакеты, использующие для

моделирования методы конечных разностей и конечных элементов, предусматривают избыточную детализацию рассматриваемой области, что в свою очередь вызывает существенный рост времени вычисления, особенно при усложнении модели, например, при устранении допущений, связанных с нелинейными свойствами материалов, или добавлении связей между модулями расчета полей различной физической природы. Использование универсальных компьютерных пакетов, таких как Ansys и Comsol, предполагает наличие достаточно высокой квалификации пользователей в области специальных разделов математики, что отсекает широкий круг возможных пользователей этих компьютерных пакетов. Поэтому данные пакеты мало пригодны для практических расчетов в процессах проектирования и оптимизации МГД-устройств.

Использование метода ДСЗ позволяет свести задачу расчета поля к задаче расчета цепи с более крупным шагом детализации области моделирования. В методе ДСЗ существует связь между расчетами физических полей различной природы.

Метод эквивалентных электрических, магнитных и тепловых схем замещения легко встраивается в процедуру исследования динамических тепловых режимов работы МГД-насоса. Применение численных методов в расчете, например, метода Рунге-Кутты, и математических пакетов типа Mathcad, позволяет получить “быстрое” решение задачи в отличие от методов МКР и МКЭ.

3. Разработана методика расчета МГД-насосов предназначенных для исследования электромагнитных и тепловых процессов на основе ДСЗ и ЭТС, произведена доработка существующих моделей с учетом конструктивных и технологических особенностей МГД-насосов. Программа реализована в среде MathCAD в одном формуляре. В разработанной модели добавлен алгоритм расчета коэффициентов теплоотдачи с использованием конечно-элементного пакета Comsol (расчет свободной конвекции в задаче газодинамики для слабосжимаемой среды). Предложенная методика благодаря высокой скорости

расчета, позволяет вносить корректировки в исходные данные и отслеживать изменения параметров без существенных затрат машинного времени.

4. Исследованы различные схемы обмоток ПЛИН. Анализ достаточно широкого спектра вариантов обмоток с различным числом зон, пазов на полюс и фазу, относительным шагом и т.п. позволяет при ограниченных габаритах машины сделать выбор в пользу схемы двухслойных концентрических обмоток с $q=2$ и укорочением 4/4.5. Результаты исследования легли в основу заявки на изобретение №2013148361 «Двухслойные концентрические обмотки с плоскими катушками», поданную в соавторстве 29.10. 2013 г.

5. Проведены исследования наиболее выгодного соотношения размеров зубцово-пазовой зоны для определения оптимальной конструкции индуктора МГД-насоса с выбранной конструкцией обмоток и максимальным развиваемым усилием а также максимальным использованием магнитного материала. Исследования показали, что наиболее выгодным соотношением размеров глубины паза и зубцового деления МГД-насоса с плоскими катушками будет значение в диапазоне от 2,25 до 2,5 при соотношении ширины зубца к зубцовому делению 1/3. Использование наиболее выгодного значения добротности 34,5 позволяет получить для этой конструкции насоса максимально возможное пусковое усилие.

6. Создан опытно-промышленный образец МГД-насоса для перекачки магния с применением высокотемпературной тепло- и электроизоляции. При сравнении интегральных параметров МГД-насоса, полученных при его моделировании, с данными, полученными экспериментальным путем, расхождение составило не более 8%, что подтверждает достоверность результатов выполненных исследований.

7. Проведен анализ теплового состояния МГД-насоса, подтверждена эффективность применения высокотемпературной изоляции и пластин-радиаторов. При малых зазорах, около 40 мм, температура металлотракта достигает 750°C. При использовании разработанной высокотемпературной изоляции, на основе органосиликатной композиции ОС-82-01, способной выдерживать температуры до 500°C, обмотки МГД-насоса нагреваются не более

260°C в номинальном режиме работы. Применение пластин-радиаторов в пакете магнитопровода привело к снижению температур пазовой части с 306°C до 263°C, лобовой части с 215°C до 195°C, магнитопровода с 300°C до 254°C.

8. Представленные исследования тепловых режимов разработанного МГД-насоса, показывают возможность повышения плотности тока до 6 А/мм², без применения принудительного охлаждения. При этом температура пазовой и лобовой части не превышает 480°C, а развиваемое усилие увеличивается в 3раза.

9. Разработаны практические рекомендации для создания технологичных обмоток ПЛИН с применением с применением современных технологий обработки металлов и современных тепло и электроизоляционных материалов. Обмотка индуктора выполнена из листа алюминия, при помощи гидроабразивной резки. Данный факт значительно упрощает изготовление обмотки и избавляет от трудоемкой операции по намотке катушек. Для увеличения электроизоляционных свойств изоляции, была проведена электрохимическая обработка (анодирование) поверхности катушек. Получены технологические параметры обработки поверхности катушек для достижения достаточной электрической и механической прочности покрытия.

10. Построены расход-напорные характеристики для оценки режимов работы МГД-насосов. КПД при питании разработанного МГД-насоса от источника промышленной частоты составляет 9.6%, тогда как КПД насоса прототипа – 1.2%.

Результаты диссертационной работы «Индукционный МГД-насос для транспортировки магния с плоской одноплоскостной концентрической обмоткой индуктора», использованы в процессе транспортировки расплава магниевых сплавов на Каменск-Уральском металлургическом заводе (ОАО КУМЗ) в виде опытно-промышленного образца МГД- с плоской одноплоскостной концентрической обмоткой индуктора.

Использование указанного оборудования позволяет: снизить уровень брака, обусловленного выходом из строя МГД-насоса в процессе отливки; уменьшить

расход энергии на переплавку бракованных слитков; снизить расход металла, вызванного угаром при вторичной переплавке; сократить затраты на проведение ремонтных работ и работ по обслуживанию МГД-насосов.

Математические модели, программы и лабораторные модели используются в учебном процессе и научных исследованиях кафедры «Электротехника и электротехнологические системы» УрФУ.

Перспективы дальнейшей разработки темы:

1. Исследования систем тяговых линейных двигателей с плоскими катушками.
2. Исследования возможности применения новейших наноструктурированных тепло- и электроизоляционных материалов катушек индуктора линейных индукционных насосов дающих возможность уменьшения толщины слоя изоляции для увеличения коэффициента заполнения паза.

ПЕРЕЧЕНЬ СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ

АД – асинхронный двигатель,

ВЭ – вторичный элемент,

ГД – гидродинамический,

ДМСЗ – детализированные магнитные схемы замещения,

ДСЗ – детализированные схемы замещения,

ДУ – дифференциальное уравнение,

ЛАД – линейный асинхронный двигатель,

ЛИМ – линейная индукционная машина,

МГД – магнитогидродинамический,

МДС – магнитодвижущая сила,

МКЭ – метод конечных элементов,

МКР – метод конечных разностей,

ПК – персональный компьютер,

ПКЭ – продольный краевой эффект,

ПЛИН – плоский линейный индукционный насос,

СЗ – схема замещения,

ЦЛИМ – цилиндрическая линейная индукционная машина,

ЭДС – электродвижущая сила,

ЭТС – эквивалентная тепловая схема,

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Абхази, В.В.** Надежность жидко-металлических индукционных МГД машин / В.В. Абхази, А.И. Малыхин, И.В. Рыбин. – М.: Энергия, 1972. – 104 с.
2. **Баранов, Г.А.:** Расчет и проектирование индукционных МГД-машин с жидкометаллическим рабочим телом / Г.А. Баранов, В.А. Глухих, И.Р. Кириллов. – Москва : Атомиздат, 1978. – 248 с.
3. **Беляев, Е.Ф.** Математическое моделирование электромагнитных полей в неоднородных неподвижных средах. Электрические машины и электромашинные системы: Межвуз. сб. научн. тр. / Е.Ф. Беляев. – Пермь.: Политехн. Институт, 1987. – С. 49.
4. **Беспалов, В.Я.** Нестационарные тепловые расчеты в электрических машинах / В.Я. Беспалов, Е.А. Дунайкина, Ю.А. Мощинский; под ред. Б.К. Клокова. – М. : МЭИ, 1987. – 72 с.
5. **Борисенко, А.И.** Аэродинамика и теплопередача в электрических машинах. / А.И. Борисенко, В.Г. Данько, А.И. Яковлев. – М. : Энергия, 1974. – 560 с.
6. **Борисенко, А.И.** Охлаждение промышленных электрических машин. / А.И. Борисенко, О.Н. Костиков, А.И. Яковлев. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 269 с
7. **Бычков, А.В.** Трехфазный двухручьевой индукционный магнетогидродинамический насос : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.09.01 / Бычков Алексей Викторович. – Екатеринбург, 2003. – 26с.
8. **Верте, Л.А.** МГД-технология в производстве черных металлов. – М.: Металлургия, 1990. – 120 с.
9. **Верте, Л.А.** Электромагнитная разливка и обработка жидкого металла / Л.А. Верте. – М.: Металлургия, 1967. – 208 с.
10. **Верте, Л.А.** Электромагнитный транспорт жидкого металла / Л.А. Верте. – М.: Металлургия, 1965. – 239 с.

11. **Верте, Л.А.** Магнитная гидродинамика в металлургии / Л.А. Верте. – М.: Металлургия, 1974. – 288 с.
12. **Веселовский, О.Н.** Линейные асинхронные двигатели / О.Н. Веселовский, А.Ю. Коняев, Ф.Н. Сарапуло. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 256с.
13. **Вилнитиса, А.Я.** Концевой эффект в линейных асинхронных двигателях / А.Я. Вилнитиса, М.С. Дриц. – Рига: Зинатне, 1981. – 256с.
14. **Вольдек, А.И.** Электрические машины. Учеб. для студ. вузов. / А.И. Вольдек. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергия, 1974. – 840 с.
15. **Вольдек, А.И.** Индукционные магнетогидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом / А.И. Вольдек. – Л.: Энергия, 1970. – 272с.
16. **Гельфгат, Ю.М.:** Магнито-гидродинамическое дросселирование и управление жидко-металлическими потоками / Ю.М. Гельфгат, Л.А. Горбунов, И.В. Витковски. – Рига : Зинатне, 1989г. – 311с.
17. **Германн, Э.** Непрерывное литье / Э. Германн. – М.: Металлургиздат, 1961. – 814с.
18. **Денисенко, В.И.** Исследование тепловых режимов асинхронного двигателя с асимметричным магнитопроводом на основе эквивалентных тепловых схем / В.И. Денисенко, А.Т. Пластун, С.Г. Авдеев, С.В. Ивашов // Электрические машины и электромашинные системы: сб. науч. тр. – Пермь : ПГТУ, 2003. – С. 204.
19. **Денисов, С.А.** МГД-насос бегущего поля для жидкого магния / В.М. Долгих, С.Ю. Хрипченко // Вестник Пермского университета. – Пермь : ПГТУ, 2011г. – № 5. – С. 63
20. **Долгих В.М.** Исследование модели безобмоточного мгд-насоса с жидкометаллическими электродами / В.М. Долгих, Р.И. Халилов. – Пермь : Институт механики сплошных сред УроРАН, 2009. – С. 52–58.
21. **Зимин, В.И.** Обмотки электрических машин / В.И. Зимин, М.Я. Каплан, А.М. Палей, И.Н. Рабинович, В.П. Федоров, П.А. Хаккен. – М.-Л.: Госэнергоиздат, 1961. – 476 с.

22. **Зиновьев, В.Е.** Теплофизические свойства металлов при высоких температурах. Справочник / В.Е. Зиновьев. – М.: Металлургия, 1989. – 384 с.
23. **Иваницкий, С.В.** Моделирование динамических и установившихся режимов ЛАД в *FEMLAB*. / С.В. Иваницкий, В.А. Дмитриевский // Тр. Всерос. науч.-техн. конф. с междунар. уч. «Актуальные проблемы ресурсо- и энергосберегающих электротехнологий». – Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2006. – С. 181.
24. **Иванов-Смоленский, А.В.** Универсальный метод расчета электромагнитных процессов в электрических машинах / А.В. Иванов-Смоленский, Ю.В. Абрамкин, А.И. Власов, В.А. Кузнецов. – М. : Энергоатомиздат, 1986. – 216 с.
25. **Иванушкин, В.А.** Структурное моделирование электромеханических систем и их элементов / В.А. Иванушкин, Ф.Н. Сарапулов, П. Шымчак. – Щецин: ЩТУ, 2000. – 310 с.
26. **Кириянов, Д.** Самоучитель Mathcad 2001 / Д.М. Кириянов. – С.-Петербург: Изд-во БХВ-Петербург, 2001. – 544 с.
27. **Кислицын, А.Л.** Методы исследования линейных асинхронных машин / А.Л. Кислицын, Н.И. Солнышкин, А.М. Крицштейн, А.Д. Эрнст. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 98 с.
28. **Коняев, А.Ю.** Особенности расчета тепловых процессов в цилиндрическом линейном асинхронном двигателе, работающем в возвратно-поступательном режиме / А.Ю. Коняев, В.В. Соколов // Науч. тр. VII отчетной конф. молодых ученых. – Екатеринбург : УГТУ-УПИ, 2005. – С. 24.
29. **Копылов, И.П.** Проектирование электрических машин: учеб. для вузов / И.П. Копылов, Б.К. Клоков, В.П. Морозкин, Б.Ф. Токарев ; под ред. И.П. Копылова. – 3-е изд., испр. и доп. – М. : Высшая школа, 2002. – 757 с.
30. **Копылов, И.П.** Численное моделирование линейных асинхронных двигателей высокоскоростных транспортных систем / И.П. Копылов, Е.Ф. Беляев // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт. – 1977. – №3. – С. 65

31. **Корольков, А.М.** Литейные свойства металлов и сплавов / А.М. Корольков. – М.: Академия наук ССР, 1960. – 197 с.
32. **Коршунов, Е.А.** Многофункциональный плавильный агрегат для реализации новых технологий в условиях миниметаллургических предприятий и литейных цехов крупных машиностроительных заводов / Е.А. Коршунов, Д.Н. Гайнанов, В.Л. Бастриков // Литейщик России. – 2004. – №10 – С. 21.
33. **Куцевалов, В.М.** Асинхронные и синхронные машины с массивными роторами / В.М. Куцевалов. – М. : Энергия, 1979. – 160 с.
34. **Ландау, Л.Д.** Теоретическая физика: Учебное пособие. В.10 т. Т. VI. Гидродинамика./ Л.Д.Ландау, Е.М. Лифшиц. – 3-е изд., перераб. – М.; Наука. Гл.ред.физ.-мат. лит., 1986. – 736 с.
35. **Лепинских, Б.М.** Транспортные свойства металлических и шлаковых расплавов: Справ. изд. / Б.М. Лепинских, А.А. Белоусов, С.Г. Бахвалов и др. Под ред. Н.Н. Ватолина. – М.: Metallurgy, 1995, 649 с.
36. **Лиелаусис, О.А.** Гидродинамика жидко-металлических МГД-устройств / О.А. Лиелаусис. – Рига: Зинатне, 1967. – 196 с.
37. **Лиелпетер, Я.Я.** Жидкометаллические индукционные МГД-машины / Я.Я. Лиелпетер. – Рига: Зинатне, 1969. – 246 с.
38. **Лузгин, В.И.** Плавильные комплексы на основе индукционных тигельных печей и их математическое моделирование: учеб. пос. / В.И. Лузгин, С.Ф. Сарапулов, Ф.Н. Сарапулов. – Екатеринбург : УГТУ-УПИ, 2005. – 464 с.
39. **Мищенко, В.Д.** Технология электромагнитного транспортирования легких сплавов / В.Д. Мищенко, А.Э. Микельсон, Ю.К. Крумень. – М.: Metallurgy, 1980. – 128с.
40. **Насар, С.А.** Тяговые и подъемные усилия, развиваемые односторонним линейным двигателем для высокоскоростного наземного транспорта / С.А. Насар, Дел Сид А. // Наземный транспорт 80-х годов. М.: Мир. – 1974. – С.163.

41. **Нейман, Л.Р.** Теоретические основы электротехники: в 3 т. Учеб. для вузов / Л.Р. Нейман, К.С. Демирчян, Н.В. Коровкин, В.Л. Чечурин.– 4-е изд., – СПб : Питер, 2003. – Т. 1. – 463 с. Т. 2. – 576 с. Т. 3. – 377 с.
42. **Некрасов, О.П.** Расчет нагрева асинхронных машин по методу тепловых параметров / О.П. Некрасов, В.В. Шевченко, Г.Г. Рекус // Известия вузов. Энергетика. – 1964 – № 1 – С. 85.
43. **Огарков, Е.М.** Квазитрехмерная теория линейных асинхронных двигателей / Е.М. Огарков. – Пермь: Перм. Гос. Техн. ун-т, 2003. – 240 с.
44. **Охременко, Н.М.** Поперечный краевой эффект в плоских линейных индукционных насосах / Н.М. Охременко // Магнитная гидродинамика. – 1965. – №3. – С. 75
45. **Партс, И.Р.** Теоретическое и экспериментальное исследование индукционных машин с разомкнутым магнитопроводом / И.Р. Партс. – Талин : Валгус, 1972. –247 с.
46. **Повх, И. Л.** Магнитная гидродинамика в металлургии / И. Л. Повх, А. Б. Капуста, Б. В. Чекин. – М. : Металлургия, 1974. – 240 с.
47. **Повх, И.Л.** Техническая гидродинамика / И.Л. Повх. – Л.: Машиностроение, 1976. – 504с.
48. **Полищук, В.П.** Исследование процесса заливки металла в литейную форму под воздействием магнитного поля: Автореф.дис. ... канд.техн.нак : КИЕВ, 1962. – 24 с.
49. **Полищук, В.П.** Магнитогидродинамические насосы для жидких металлов / В.П. Полищук, М.Р. Цин, Р.К. Горн. – Киев : Наук. Думка, 1989. –256с.
50. **Постников, И.М** Проектирование электрических машин / И.М. Постников. – Киев: Государственное издательство технической литературы УССР,1952. – 736с.
51. **Проскуряков, В.С.** Исследование линейных асинхронных двигателей с различной конструкцией вторичной части: дис. ... канд. техн. наук : 05.09.01 / Проскуряков Валерий Степанович. – Свердловск, 1980. – 200 с.

52. **Прохоров, А.И.** Исследование тепловых режимов линейного асинхронного двигателя / А.И. Прохоров, Ф.Н. Сарапулов, С.В. Карась, П. Шымчак // Энергосберегающие техника и технологии: сб. докл. – Екатеринбург, 2004. – С. 67.
53. **Радин, В.И.** Электрические машины: Асинхронные машины: Учеб. для электромех. спец. вузов / В.И. Радин, Д.Э. Брускин, А.Е. Зорохович; под ред. И.П. Копылова. – М.: Высш. шк., 1988. – 328 с
54. **Резин, М.Г.** Разработка и исследование устройств для электромагнитного воздействия на жидкие металлы: дисс. ... д-ра техн. наук: 05.09.01 / Резин Михаил Григорьевич. – Свердловск, 1967, 340с.
55. **Сарапулов, С.Ф.** Трехфазный индукционный магнетогидродинамический насос и его математическая модель/ С.Ф. Сарапулов, Б.А. Сокунов. – Электротехника. – 2006. – № 1. – С. 16.
56. **Сарапулов, Ф.Н.** Анализ тепловых процессов в линейном асинхронном двигателе / Ф.Н. Сарапулов, С.Ф. Сарапулов, С.В. Карась, П. Шымчак // Перспективы и тенденции развития электротехнического оборудования. Тр. V Междунар. симпозиума ЭЛМАШ-2004. – МА «Интерэлектромаш». – 2004. – Т. 1. – С. 128.
57. **Сарапулов, Ф.Н.** Детализированная структурная схема тепловой цепи ЛАД / Ф.Н. Сарапулов, А.В. Прохоров // Сб. тр. «Электрические машины и электромашинные системы». – 2005. – С. 68.
58. **Сарапулов, Ф.Н.** Магнетогидродинамические машины с бегущим или пульсирующим магнитным полем. Методы расчета.: учебное пособие / Ф.Н. Сарапулов, О.Ю. Сидоров. – Екатеринбург: УГТУ, 1994 – 206 с.
59. **Сарапулов, Ф.Н.** Математические модели линейных индукционных машин на основе схем замещения: учеб. пос. / Ф.Н. Сарапулов, С.Ф. Сарапулов, П. Шымчак. – 2-е изд., перераб. и доп. – Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2005. – 431 с.

60. **Сарапулов, Ф.Н.** Несимметричные индукционные двигатели с замкнутым и разомкнутым магнитопроводом: дис. ... д-ра техн. наук: 05.09.01. / Сарапулов Федор Никитич. – Свердловск, 1982. – 388 с.

61. **Сарапулов, Ф.Н.** Расчет статических характеристик линейных асинхронных машин: учеб. пос. / Ф.Н. Сарапулов, В.А. Бегалов, С.В. Иваницкий, Ю.В. Телешев. – Свердловск : УПИ, 1989. – 104 с.

62. **Сидоров, О.Ю.** Конструкции и основы расчета МГД-устройств металлургического назначения / О.Ю. Сидоров // Сб. научн. трудов. Вопросы совершенствования электротехнологического оборудования и электротехнологий. – 1996. – С.64.

63. **Сидоров, О.Ю.** Основы теории и расчет характеристик индукционных электромеханических преобразователей энергии для обработки металлических расплавов: дис. ... д-ра техн. наук : 05.09.01 / Сидоров Олег Юрьевич. – Екатеринбург, 1995. – 342с.

64. **Смолин, Г.К.** Системы трансформаторных и линейно-вихревых асинхронных МГД-устройств : автореф. дис. ... д-ра техн. наук. 05.09.01 /Смолин Георгий Константинович. – Екатеринбург, 1992. – 42 с.

65. **Стрелец, Х.Л.** Металлургия магния / Х.Л. Стрелец, А.Ю. Тайц, Б.С. Гуляницкий. – М.: ГНТИ литературы по черной и цветной металлургии, 1950. – 490 с.

66. **Тарасов, Ф.Е.** Индукционный МГД-насос с плоскими катушками / Ф.Е. Тарасов, С.А. Бычков, С.Л. Назаров, В.Э. Фризен // Сборник научных трудов международной конференции “Актуальные проблемы энергосберегающих электротехнологий «АПЭЭТ-2014»”. – 2014. – С. 119.

67. **Тарасов, Ф.Е.** Индукционный электроплавильный комплекс для авиастроительной промышленности / Ф.Е. Тарасов, Ф.Н. Сарапулов, В.Э. Фризен, А.А. Идиятулин, В.И. Лузгин // Труды Международной научно-практической конференции «Электрические аппараты и электротехнические комплексы и системы». – 2012. – Т.2. – С. 241.

68. **Тарасов, Ф.Е.** Исследование гидромеханических процессов в жидкометаллическом роторе индукционного вращателя / Ф.Е. Тарасов, Ф.Н. Сарапулов, С.Ф. Сарапулов, В.Э. Фризен // Индукционный нагрев. – 2012. – №4 – С. 21.

69. **Тарасов, Ф.Е.** Исследование параметров лабораторного двухручьевого МГД-насоса / Ф.Е. Тарасов, Б.А. Сокунов // Сборник материалов Всероссийской научной студенческой конференции молодых ученых. “Наука Технологии инновации”. – 2009. – С. 236.

70. **Тарасов, Ф.Е.** Об электромагнитном воздействии на расплав алюминия при его модифицировании / Ф.Е. Тарасов, Н.В. Коробова, А.Ю. Аксененко, В.Э. Фризен, В.И. Лузгин, С.М. Фаткуллин // Metallurgy машиностроения. – 2013. – №1. – С. 8.

71. **Тарасов, Ф.Е.** Повышение энергоэффективности магнитогидродинамических машин за счет внутренней компенсации реактивной мощности / Ф.Е. Тарасов, А. А. Идиятулин, С. Ф. Сарапулов, Ф. Н. Сарапулов, В.Э. Фризен // Известия СПбГТУ «ЛЭТИ». – №1. – 2013. – С. 51.

72. **Тарасов, Ф.Е.** Стенд для исследования модели магнитогидродинамического насоса / Ф.Е. Тарасов, Б.А. Сокунов // Промышленная энергетика. – 2010. – №5. – С. 60.

73. **Тарасов, Ф.Е.** Экспериментальное исследование магнитогидродинамического насоса / Ф.Е. Тарасов, Б.А. Сокунов, А.А. Идиятулин, С.М. Фаткуллин // Материалы второй научно-практической конференции с международным участием «Инновационная энергетика 2010». – 2010. – С. 283.

74. **Тарасов, Ф.Е.** Сравнительный анализ схем обмоток индукционного МГД-насоса / Ф.Е. Тарасов, С.А. Бычков, С.Л. Назаров, С.Ю. Солодов, К.Е. Болотин, В.Э. Фризен // Сборник докладов III международной научно-практической конференции “Эффективное и качественное снабжение и использование электроэнергии «ЭКСИЭ-03». – 2013. – С. 45.

75. **Тимофеев, В.Н.** Исследование, разработка и внедрение МГД-технологий в плавильно-литейное производство алюминиевых сплавов / В.Н. Тимофеев, Н.П. Маракушин, М.Ю.Хацаюк, А.С. Темеров И.С. Гудков // Сборник научных трудов международной конференции “Актуальные проблемы энергосберегающих электротехнологий «АПЭЭТ-2014»”. – 2014. – С. 106.
76. **Тимофеев, В.Н.** Электромагнитные вращатели, перемешиватели и дозаторы алюминиевых расплавов: дис. ... д-ра техн. наук. – Красноярск, 1994. – 210 с.
77. **Тир, Л.Л.** Электромагнитные устройства для управления циркуляцией металла в электропечах/ Л.Л. Тир, М.Я. Столов. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Metallurgy, 1991. – 280с.
78. **Федоров, М.М.** Совершенствование методов прогнозирования теплового состояния электродвигателей переменного тока в нестационарных режимах работы : автореф. дис. ... д-ра техн. наук : 05.09.01 / Федоров М.М. – Харьков, 2003 – 39 с.
79. **Фризен, В.Э.** Исследование электромеханических процессов в индукционной магнитно-гидродинамической установке: дис. ... канд. техн. наук : 05.09.01 / Фризен Василий Эдуардович. – Екатеринбург, 2003. – 232 с.
80. **Хацаюк, М.Ю.** Математическое моделирование процессов литья и кристаллизации алюминиевых сплавов в электромагнитном поле с учетом свободной поверхности жидкого металла / М.Ю. Хацаюк, А.В. Минаков, М.В. Первухин // Сборник научных трудов международной конференции “Актуальные проблемы энергосберегающих электротехнологий «АПЭЭТ-2014»”. – 2014. – С. 111.
81. **Христинич, Р.М.** Влияние магнитогидродинамических свойств жидкометаллического ротора на характеристики индукционной электрической машины. / Р.М. Христинич, В.Н. Тимофеев, М.В. Первухин // Fourth International Conference on Unconventional Electromechanical an Electrical System. –1999. – p 857.

82. **Чугаев, Р.Р.** Гидравлика: Учебник для вузов / Р.Р. Чугаев. – изд., доп. и перераб. – Л.: Энергоиздат. Ленинградское отделение, 1982. – 672с.
83. **Шейндлин, А.Е.** Основные понятия магнитной гидродинамики : МГД-устройств и МГД-установок / А.Е. Шейндлин – М. : Наука, 1982. – 48с.
84. **Шпильрайн, Э.Э.** Исследование вязкости жидких металлов / Э.Э. Шпильрайн, В.А. Фомин, С.Н. Сковородько, Г.Ф. Сокол. – М.: Наука, 1983. – 244 с.
85. **Штурман, Г.И.** Индукционные машины с разомкнутым магнитопроводом / Г.И. Штурман // Электричество. – 1946. – №10 – С. 35.
86. **Эйдензон, М.А.** Магний / М.А. Эйдензон. – М.: Metallurgy, 1969. – 352 с.
87. **Ямамура, С.** Теория линейных асинхронных двигателей ; пер. с англ. / С. Ямамура – Л.: Энергоатомиздат, 1983. – 180 с.
88. **Azadeh Shahidian** Effect of Magnetic Flux Density and Other Properties on Temperature and Velocity Distribution in Magnetohydrodynamic (MHD) Pump / S Azadeh // IEEE transactions on magnetic. – 2009. – vol. 45, no. 1, – 18 january.
89. **Doležel, I.** Advanced adaptive algorithms in 2d finite element method of higher order of accuracy / I. Doležel, P. Karban, F. Mach, B. Ulrych // Source of the DocumentStudies in Computational Intelligence. – 2013. –№ 483 – P. 293.
90. **Doležel, I.** Numerical solution of coupled problems using code Agros2D / I. Doležel, P. Karban, F. Mach, P. Kůs, D. Pánek // Computing. – 2013. – Volume 95, Issue 1 Supplement. – P 381.
91. **Dukowicz, J.K.** Analusus of linear induction machines wuth discrete winding and finit iron length / J.K. Dukowich. – IEEE Ind. Appl. Soc. Milwaukee; New Vork, 1973. – 250 p.
92. **ELCUT** Моделирование двумерных полей методом конечных элементов. Версия 5.3. Руководство пользователя. СПб. : Производственный кооператив TOP. – 2006. – 284с.

93. **Hee Reyoung Kim** A design and characteristic experiment of the small annular linear induction electromagnetic pump. / Hee Reyoung Kim // *Annals of Nuclear Energy*. – 2011 – № 38. – p.1046.
94. **Jones, T.S.** Development and testing of an experimental electromagnetic pump for liquid steel / S. Ramachandran, W.B. Yerrick // *Metallurgical Transactions*, 1971. – v.2. – p. 433.
95. **Konyaev, A.Yu.** Investigation of electrodynamic separators characteristics on the basis of a two-dimensional model / A. Yu. Konyaev // *Electrotechnika*. – 1998. – Issue 5. –P. 52.
96. **Oberretl, K.** Dreidimensionale Berechnung des Linear mit Berücksichtigung der Endeffekte und Wicklungsverteilung / K. Obrretl // *Electrotechn.* – 1973. – Vol. 55. – H.4.
97. **Tarasov, F.E.** Coil connection diagrams of induction MHD-pump with flat coils / F. Tarasov, S. Bychkov, V. Frizen, S. Nazarov // *Proceedings of abstracts The 15th International Conference on Computational Problems of Electrical Engineering*. – 2014 – P. 63.
98. **Tarasov, F.E.** Optimal frequency determination of induction MHD pump power supply / F. Tarasov, S. Bychkov, V. Frizen, S. Nazarov // *Proceedings of abstracts The 15th International Conference on Computational Problems of Electrical Engineering*. – 2014. – P. 64.
99. **Yokota, K.** Electromagnetic Coil Designed by Magneto-Hydro-Dynamic-Simulation /K. Yokota, K. Fujisaki // *NIPPON STEEL TECHNICAL REPORT*. –2004. – No. 89. – P.68.
100. Авт. св. СССР № 340044. Электромагнитный насос трансформаторного типа / Л.И. Чарыков, В.Д. Мищенко, А.Э. Микельсон // *Институт механики сплошных сред УроРАН. Пермь, 1972.*

РАСЧЕТ ЛИНЕЙНОЙ ИНДУКЦИОННОЙ МАШИНЫ МЕТОДОМ МНОГОСЛОЙНЫХ ДЕТАЛИЗИРОВАННЫХ СХЕМ ЗАМЕЩЕНИЯ

Исходные данные для расчета:

Ток в фазе индуктора(A):	$I_f := \frac{1}{\sqrt{2}}$	If = 0.707
Частота питающей сети(Гц):		F1 := 50

Этап 1 (определение параметров индуктора)

Система амплитуд токов индуктора для определения параметров обмотки с включением зубцово-пазовой зоны в ДМСЗ :

$$I_{fp} := \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

Число фаз питающей сети:	$m := 3$
Число пазов индуктора:	Q := 9
Число витков в пазу индуктора:	Up := 16
Число участков краевой зоны индуктора:	Qkp := 12
Число слоев в зазоре:	Qz := 24
Зазор между индуктором и вторичным элементом(м):	$\delta z := 0.006$
Скорость движения вторичного элемента(м/с):	$v := 0$
Коэффициент заполнения паза индуктора медью:	Kz := 0.492
Коэффициент укорочения шага обмотки индуктора:	$\beta := \frac{4}{4.5}$
Обмоточный коэффициент индуктора:	Kw := 1
Коэффициент насыщения:	K μ := 1
Электропроводность обмотки индуктора(См):	$\gamma_1 := 0.345 \cdot 10^8$
Электропроводность обмотки вторичного элемента(См):	$\gamma_{se} := 3.351 \cdot 10^6$
Электропроводность стали вторичного элемента(См):	$\gamma_c := 0.001$
Толщина индуктора(м):	Hi := 0.092
Ширина плоского индуктора(м)	$B_i := 0.085$
Ширина вторичного элемента(м):	Bse := 0.1
Высота прямоугольного паза(м):	Hpl := 0.058
Ширина "эквивалентного" прямоугольного паза(м):	Bpl := 0.03
Ширина зубца(м):	Bzl := 0.01
Отношение зубцовых делений ВЭ и индуктора:	Kt := 1

Толщина сердечника вторичного элемента(м):		$H_{se} := 0.01$
Длина лобовых частей обмотки индуктора(м):		$L1 := \frac{0.321 + 0.213}{2}$
Толщина высокопроводящего слоя вторичного элемента(м):		$\Delta se := 0.013$
Относительная магнитная проницаемость стали индуктора:		$\mu c := 100$
Относительная магнитная проницаемость сердечника вторичного элемента:		$\mu se := 1000$
Число пазов на полюс и фазу		$q := 2$
Зубцовое деление:	$tz := B_{p1} + B_{z1}$	$tz = 0.04$
Полюсное деление:	$\tau := tz \cdot m \cdot q$	$\tau = 0.24$
Число пар полюсов:	$p := \frac{Q}{2 \cdot q \cdot m}$	$p = 0.75$
Длина индуктора (м):		$2 \cdot p \cdot \tau = 0.36$
Синхронная скорость:	$V_{sinxr} := 2 \cdot \tau \cdot F1$	$V_{sinxr} = 24$
Скольжение:	$s := \frac{V_{sinxr} - \nu}{V_{sinxr}}$	$s = 1$
Эквивалентный немагнитный зазор:	$\delta_m := \delta z + \Delta se$	$\delta = 0.019$
	$\gamma_{z1} := \frac{\left(\frac{B_{p1}}{\delta}\right)^2}{5 + \left(\frac{B_{p1}}{\delta}\right)}$	
	$K\delta := \frac{tz}{tz - \gamma_{z1} \cdot \delta}$	$K\delta = 1.22$
	$K\delta r := \frac{\sinh\left(\pi \cdot \frac{\delta}{2 \cdot \tau}\right)}{\pi \cdot \frac{\delta}{2 \cdot \tau}}$	$K\delta r = 1.003$
	$\delta_{ecv} := \delta \cdot K\delta \cdot K\mu$	$\delta_{ecv} = 0.023$
Магнитная проницаемость воздуха:		$\mu 0 := 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$
Круговая частота:	$\omega := 2 \cdot \pi \cdot F1$	$\omega = 314.159$
Электромагнитная добротность:	$\epsilon 0 := \frac{\mu 0 \cdot \gamma_{se} \cdot \omega \cdot \tau^2 \cdot \Delta se}{\pi^2 \cdot \delta_{ecv}}$	$\epsilon 0 = 4.332$
Коэффициент учета поперечного краевого эффекта (по Болтону)		
Ширина ВЭ (м):		$B_{se} = 0.1$
	$PP := \sqrt{1 + j \cdot \epsilon 0 \cdot s}$	$s := 1$
	$QQ := \frac{PP \cdot \pi}{\tau}$	
	$RR := \frac{\pi(B_{se} - B_i)}{2 \cdot \tau}$	
	$SS := \frac{1}{1 + PP \cdot \tanh(0.5 \cdot QQ \cdot B_{se}) \cdot \tanh(RR)}$	
	$TT := \frac{SS \cdot \tanh(0.5 \cdot QQ \cdot B_{se})}{0.5 \cdot QQ \cdot B_{se}}$	

$$Kfk1в := \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 \end{pmatrix}^T$$

левая краевая зона
(может иметь пазы с обмоткой)

п а з ы

активная зона

$$Kf0в := \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & -1 & -1 & 0 \\ 0 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}^T$$

фазы

правая краевая зона
(может иметь пазы с обмоткой)

$$Kfk2в := \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}^T$$

2. Структура обмотки в нижних частях пазов:

$$Kfk1н := \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}^T$$

левая краевая зона
(может иметь пазы с обмоткой)

п а з ы

активная зона

$$Kf0н := \begin{pmatrix} 1 & 1 & 0 & 0 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 \end{pmatrix}^T$$

фазы

правая краевая зона
(может иметь пазы с обмоткой)

$$Kfk2н := \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}^T$$

$$Kfv := \text{stack}(Kfk1в, Kf0в, Kfk2в)$$

$$Kfn := \text{stack}(Kfk1н, Kf0н, Kfk2н)$$

Круговая частота

$$\omega := 2 \cdot \pi \cdot F1$$

$$\omega = 314.159$$

сети

Сечение проводника обмотки индуктора:

$$Spr := \frac{Hp1 \cdot Bp1 \cdot Kz}{Up}$$

$$Spr = 5.35 \times 10^{-5}$$

Плотность тока:

$$Jтока := \frac{If}{Spr} \quad (\text{для единичного тока})$$

$$Jтока = 1.322 \times 10^4$$

Линейная плотность тока:

$$\Delta := \frac{If \cdot Up}{tz}$$

$$\Delta = 282.843$$

Сопротивление двух катушек кольцевой обмотки индуктора:

$$L1 = \blacksquare$$

$$R1 := \frac{1}{\gamma l} \cdot \frac{2 \cdot Bi + 2 \cdot L1}{Spr} \cdot Up$$

$$R1 = 6.102 \times 10^{-3} \quad Up = 16$$

Сопротивление фазы обмотки индуктора:

$$Rf1 := \left(R1 \cdot \frac{Q}{m \cdot 2} \right)$$

$$Rf1 = 9.153 \times 10^{-3}$$

$$Rf11 := 11.9 \cdot 10^{-3}$$

Индуктивность лобового рассеяния индуктора:

$$\lambda_{l1} := 0.34 \cdot \frac{q}{Bi} \cdot (Ll - 0.64 \cdot \beta \cdot \tau)$$

поскольку пазовое рассеяние учтено в ДМСЗ, принимаем

$$X_{\delta 1} := 0 \quad X_{\delta 1} := \left[15.8 \cdot \frac{Fl}{100} \cdot \left(\frac{Up \cdot Q}{100 \cdot 2 \cdot m} \right)^2 \cdot \frac{Bi}{p \cdot q} \cdot \lambda_{l1} \right]$$

$$L_{fl} := \frac{X_{\delta 1}}{\omega} \quad L_{fl} = 8.567 \times 10^{-5} \quad X_{\delta 1} = 0.027$$

Матрицы сопротивлений обмоток индуктора:

$$R_f := R_{fl} \cdot \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad L_f := L_{fl} \cdot \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad X_{fl} := X_{\delta 1} \cdot \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

Up = 16

Раскладка амплитуд токов фаз по пазам индуктора:

$$I_{fp} := \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad \begin{matrix} I_{fmb} := K_{fb} \cdot I_{fp} \\ I_{fmn} := K_{fn} \cdot I_{fp} \end{matrix} \quad \begin{matrix} \text{задаем для определения матрицы} \\ \text{сопротивлений в этой области} \end{matrix}$$

Расчет матриц магнитных сопротивлений:

относительные толщины слоев:

$$h_o := \begin{cases} \text{for } x \in 1..Qz + 1 \\ h_x \leftarrow \frac{h_x}{h_1} \\ h_o \end{cases} \quad \begin{matrix} \text{ширина слоя:} \\ BX := \begin{cases} \text{for } x \in 1..Qz \\ BX_x \leftarrow Bi \\ BX \end{cases} \end{matrix} \quad \begin{matrix} \text{объемы верхних полуслоев:} \\ v_x := \begin{cases} \text{for } x \in 1..Qz \\ v_x \leftarrow Bi \cdot 0.5 \cdot h_x \cdot tz \\ v \end{cases} \end{matrix}$$

$$\frac{h}{tz} = \begin{array}{|c|c|c|c|c|c|c|c|c|c|} \hline & 1 & 2 & 3 & 4 & 5 & 6 & 7 & 8 & 9 \\ \hline 1 & 1 & 0.181 & 0.181 & 0.181 & 0.181 & 0.181 & 0.181 & 0.181 & 0.181 \\ \hline & & & & & & & & & \dots \\ \hline \end{array}$$

объемы нижних

полуслоев:

$$v_s := \begin{cases} \text{for } x \in 1..Qz \\ v_s \leftarrow Bi \cdot 0.5 \cdot h_x \cdot tz \\ v_s \end{cases}$$

Относительные электропроводности слоев (проверка):

$$\gamma^T = \begin{array}{|c|c|c|c|c|c|c|c|c|} \hline & 1 & 2 & 3 & 4 & 5 & 6 & 7 & 8 \\ \hline 1 & 1 & 1 \cdot 10^{-5} & 1 \cdot 10^{-5} & 1 \cdot 10^{-5} & 1 \cdot 10^{-5} & 1 \cdot 10^{-5} & 1 \cdot 10^{-5} & 1 \cdot 10^{-5} \\ \hline & & & & & & & & \dots \\ \hline \end{array}$$

$$Nm = 11$$

тангенциальные сопротивления участков слоев

$$Rt := \begin{cases} \text{for } x \in 1 .. Nm - 1 \\ Rt_x \leftarrow \frac{tz}{\mu t_x \cdot \mu 0 \cdot h_x \cdot Bi} \\ \text{for } x \in Nm .. Qz + 1 \\ Rt_x \leftarrow \frac{tz}{\mu t_x \cdot \mu 0 \cdot h_x \cdot Bi} \\ Rt \end{cases}$$

нормальные сопротивления участков внешнего и внутреннего полуслоев

$$Rn := \begin{cases} \text{for } x \in 1 .. Nm - 1 \\ Rn_x \leftarrow \frac{0.5 \cdot h_x}{Bi \cdot \mu_x \cdot \mu 0 \cdot tz} \\ \text{for } x \in Nm .. Qz + 1 \\ Rn_x \leftarrow \frac{0.5 \cdot h_x}{Bi \cdot \mu_x \cdot \mu 0 \cdot tz} \\ Rn \end{cases}$$

$$Rns := \begin{cases} \text{for } x \in 1 .. Nm - 1 \\ Rns_x \leftarrow \frac{0.5 \cdot h_x}{Bi \cdot \mu_x \cdot \mu 0 \cdot tz} \\ \text{for } x \in Nm .. Qz + 1 \\ Rns_x \leftarrow \frac{0.5 \cdot h_x}{Bi \cdot \mu_x \cdot \mu 0 \cdot tz} \\ Rns \end{cases}$$

тангенциальные сопротивления участков сердечников индуктора в активной и краевой зонах и ВЭ

$$Ra := \frac{tz}{\mu c \cdot \mu 0 \cdot (Hi - Hp1) \cdot Bi}$$

$$Rk := \frac{tz}{Hi \cdot \mu 0 \cdot l \cdot Bi}$$

$$Rse := \frac{tz}{\mu se \cdot \mu 0 \cdot Hse \cdot Bi}$$

$$Ra = 1.101 \times 10^5$$

$$Rk = 4.07 \times 10^6$$

Проводимости участков внешнего и внутреннего однородных полуслоев:

$$GX := 0 \cdot \begin{cases} \text{for } x \in 1 .. Qz \\ GX_x \leftarrow \gamma_x \cdot \gamma 2 \cdot 0.5 \cdot h_x \cdot \frac{tz}{Bi} \\ GX \end{cases}$$

$$GXX := 0 \cdot \begin{cases} \text{for } x \in 1 .. Qz \\ GXX_x \leftarrow GX_x \cdot l \\ GXX \end{cases}$$

Основной модуль расчета:

Матрицы формирования ЭДС вторичного элемента:

$$\nu = 0$$

$$Vse := \begin{cases} \text{for } x \in 1 .. (2 \cdot Qkp + Q) \\ Vse_{x,x-1} \leftarrow -\frac{\nu}{2 \cdot tz} \text{ if } x > 1 \\ Vse_{x,x+1} \leftarrow \frac{\nu}{2 \cdot tz} \text{ if } x < (2 \cdot Qkp + Q) \\ Vse_{x,x} \leftarrow i \cdot \omega \\ Vse \end{cases}$$

Расчет собственных матричных сопротивлений

$$R1 := \begin{cases} \text{for } x \in 1 \dots (2 \cdot Qkp + Q) \\ \left| \begin{array}{l} R1_{x,x} \leftarrow (2 \cdot Rn_1 + Rk + Rt_1) \text{ if } x \leq Qkp \\ R1_{x,x} \leftarrow (2 \cdot Rn_1 + Rt_1 + Ra) \text{ if } Qkp < x \leq (Qkp + Q) \\ R1_{x,x} \leftarrow (2 \cdot Rn_1 + Rt_1 + Rk) \text{ if } x > (Qkp + Q) \\ R1_{x,x-1} \leftarrow (-Rn_1) \text{ if } x > 1 \\ R1_{x,x+1} \leftarrow (-Rn_1) \text{ if } x < 2 \cdot Qkp + Q \end{array} \right. \\ R1 \end{cases}$$

$$Z1 := R1$$

$$R_y := \begin{cases} \text{for } y \in 2 \dots Qz \\ \left| \begin{array}{l} \text{for } x \in 1 \dots (2 \cdot Qkp + Q) \\ \left| \begin{array}{l} RX_{x,x} \leftarrow (2 \cdot Rn_y + 2 \cdot Rns_{y-1} + Rt_y + Rt_{y-1}) \text{ if } x \geq 1 \\ RX_{x,x-1} \leftarrow (-Rn_y - Rns_{y-1}) \text{ if } x > 1 \\ RX_{x,x+1} \leftarrow (-Rn_y - Rns_{y-1}) \text{ if } x < (2 \cdot Qkp + Q) \end{array} \right. \\ R_y \leftarrow RX \end{array} \right. \\ R \end{cases}$$

Расчет взаимных матричных сопротивлений слоев

$$RT := \begin{cases} \text{for } y \in 1 \dots Nm - 1 \\ \left| \begin{array}{l} \text{for } x \in 1 \dots (2 \cdot Qkp + Q) \\ \left| \begin{array}{l} RX_{x,x} \leftarrow Rt_y \text{ if } x \geq 1 \\ RT_y \leftarrow RX \end{array} \right. \\ \text{for } y \in Nm \dots Qz \\ \left| \begin{array}{l} \text{for } x \in 1 \dots (2 \cdot Qkp + Q) \\ \left| \begin{array}{l} RX_{x,x} \leftarrow Rt_y \text{ if } x \geq 1 \\ RT_y \leftarrow RX \end{array} \right. \end{array} \right. \\ RT \end{cases}$$

$$y := 2 \dots Qz \quad ZZ_y := R_y + ZC_y \quad ZZ_{Qz+1} := ZZ_{Qz} \cdot 10^6 \quad RT_{Qz+1} := RT_{Qz} \cdot 10^6$$

Базовые величины:

$$\text{сопротивление} \quad Rb := Rt_1 \quad \text{МДС} \quad Fb := Up \cdot If \cdot \sqrt{2} \quad \text{поток} \quad Fmb := Rb^{-1} \cdot Fb$$

Относительные сопротивления

$$y := 2 \dots Qz + 1 \quad RT_{01} := Rb^{-1} \cdot RT_1$$

$$RT_{0y} := Rb^{-1} \cdot RT_y$$

$$Z_y := (RT_{0y-1})^{-1} \cdot Rb^{-1} \cdot ZZ_y$$

$$Z_1 := (RT_{01})^{-1} \cdot Rb^{-1} \cdot Z1$$

Единичная матрица

$$R12o := \begin{cases} \text{for } x \in 1 \dots (2 \cdot Qkp + Q) \\ R12o_{x,x} \leftarrow 1 \\ R12o \end{cases}$$

Отношения матричных сопротивлений

$$a := \begin{cases} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ a_x \leftarrow (RT_x)^{-1} \cdot RT_{x+1} \\ a \end{cases}$$

Распределение МДС "паза" по слоям индуктора:

$$\begin{aligned} \text{МДС слоев и пазов} \quad F_{sb} &:= U_p \cdot If_{mb} \cdot 1 & F_{Osb} &:= F_b^{-1} \cdot F_{sb} & U_p &= 16 \\ F_{sh} &:= U_p \cdot If_{mh} \cdot 1 & F_{Osh} &:= F_b^{-1} \cdot F_{sh} & F_b &= 16 \end{aligned}$$

коэффициенты распределения витков паза по контурам

$$\begin{aligned} kw_1 &:= 0.0625 & kw_2 &:= 0.125 & kw_3 &:= 0.125 & kw_4 &:= 0.125 & kw_5 &:= 0.0625 & kw_6 &:= 0.125 & kw_7 &:= 0.125 \\ kw_8 &:= 0.125 & kw_9 &:= 0.0625 \\ n &:= 10 \dots 25 \end{aligned}$$

$$kw_n := 0$$

контурные относительные МДС индуктора в слоях и пазах

матрица формирования ЭДС секций в слоях и пазах

$$FOs := \begin{cases} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ FOs_x \leftarrow kw_x \cdot FOsb \text{ if } 4 \geq x \geq 1 \\ FOs_x \leftarrow kw_x \cdot (FOsb + FOsh) \text{ if } x = 5 \\ FOs_x \leftarrow kw_x \cdot FOsh \text{ if } 9 \geq x \geq 6 \\ FOs_x \leftarrow kw_x \cdot FOsh \text{ if } x > 9 \\ FOs \end{cases}$$

$$Fs := U_p \cdot \begin{cases} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ Fs_x \leftarrow kw_x \cdot If_{mb} \text{ if } 4 \geq x \geq 1 \\ Fs_x \leftarrow kw_x \cdot (If_{mb} + If_{mh}) \text{ if } x = 5 \\ Fs_x \leftarrow kw_x \cdot If_{mh} \text{ if } 9 \geq x \geq 6 \\ Fs_x \leftarrow kw_x \cdot If_{mh} \text{ if } x > 9 \\ Fs \end{cases}$$

Расчет контурных магнитных потоков в слоях и индукторе:

$$\begin{aligned} x &:= 3 \dots Qz - 1 & b_x &:= (b_{x-1} \cdot Z_{x+1} - b_{x-2} \cdot a_{x-1}) \\ FO_{ss} &:= (RT_{o1})^{-1} \cdot (FOs_1) + (RT_{o1})^{-1} \cdot Z_1 \cdot (FOs_2) + \sum_{n=1}^{15} [b_n \cdot (RT_{on+1})^{-1} \cdot (FOs_{n+2})] & F_b &= 16 \\ FX_{Qz} &:= (b_{Qz-1} \cdot Rb^{-1})^{-1} \cdot Rb^{-1} \cdot FO_{ss} & FX_{Qz-1} &:= Z_{Qz} \cdot FX_{Qz} \quad x := 2 \dots Qz - 1 \\ FX_{Qz-x} &:= Z_{Qz-(x-1)} \cdot FX_{Qz-(x-1)} - a_{Qz-x} \cdot FX_{Qz-(x-2)} - (RT_{o_{Qz-x}})^{-1} \cdot FOs_{Qz-x+1} \\ x &:= 1 \dots Qz & FXX_x &:= FX_x \cdot Fmb & Rb &= 3.875 \times 10^7 & Fmb &= 4.129 \times 10^{-7} & F_b &= 16 \end{aligned}$$

Расчет напряжения питания индуктора:

$$\text{ЭДС фаз индуктора} \quad E_{im} := -i \cdot \omega \cdot \left[\sum_{y=1}^{Qz} \left[(F_{s_y}^T) \cdot (FXX_y) \right] \right]$$

комплексные амплитуды ЭДС фаз
индуктора при единичных токах

$$E_{im} = \begin{pmatrix} -0.013 - 0.027i & -4.679 \times 10^{-4} + 5.959i \times 10^{-3} & 8.413 \times 10^{-3} + 0.013i \\ -4.679 \times 10^{-4} + 5.959i \times 10^{-3} & -0.012 - 0.035i & 8.063 \times 10^{-3} + 0.013i \\ 8.413 \times 10^{-3} + 0.013i & 8.063 \times 10^{-3} + 0.013i & -0.015 - 0.046i \end{pmatrix}$$

$$U_{im} := (R_f + i \cdot \omega \cdot L_f) \cdot I_{fp} - E_{im}$$

комплексные амплитуды напряжений
фаз индуктора при единичных токах

$$U_{im} = \begin{pmatrix} 0.022 + 0.054i & 4.679 \times 10^{-4} - 5.959i \times 10^{-3} & -8.413 \times 10^{-3} - 0.013i \\ 4.679 \times 10^{-4} - 5.959i \times 10^{-3} & 0.022 + 0.062i & -8.063 \times 10^{-3} - 0.013i \\ -8.413 \times 10^{-3} - 0.013i & -8.063 \times 10^{-3} - 0.013i & 0.024 + 0.073i \end{pmatrix}$$

действующие значения напряжений

$$U_i := \frac{U_{im}}{\sqrt{2}} \quad \overrightarrow{|U_i|} = \begin{pmatrix} 0.041 & 4.227 \times 10^{-3} & 0.011 \\ 4.227 \times 10^{-3} & 0.046 & 0.011 \\ 0.011 & 0.011 & 0.054 \end{pmatrix}$$

$$\overrightarrow{|E_{im}|} = \begin{pmatrix} 0.03 & 5.977 \times 10^{-3} & 0.016 \\ 5.977 \times 10^{-3} & 0.037 & 0.015 \\ 0.016 & 0.015 & 0.048 \end{pmatrix}$$

активные сопротивления фаз и лобовое рассеяние

$$(R_f + i \cdot \omega \cdot L_f) = \begin{pmatrix} 9.153 \times 10^{-3} + 0.027i & 0 & 0 \\ 0 & 9.153 \times 10^{-3} + 0.027i & 0 \\ 0 & 0 & 9.153 \times 10^{-3} + 0.027i \end{pmatrix}$$

$$M := -(I_{fp}^{-1} \cdot E_{im}) \quad M = \begin{pmatrix} 0.013 + 0.027i & 4.679 \times 10^{-4} - 5.959i \times 10^{-3} & -8.413 \times 10^{-3} - 0.013 \\ 4.679 \times 10^{-4} - 5.959i \times 10^{-3} & 0.012 + 0.035i & -8.063 \times 10^{-3} - 0.013 \\ -8.413 \times 10^{-3} - 0.013i & -8.063 \times 10^{-3} - 0.013i & 0.015 + 0.046i \end{pmatrix}$$

$$R_f = \begin{pmatrix} 9.153 \times 10^{-3} & 0 & 0 \\ 0 & 9.153 \times 10^{-3} & 0 \\ 0 & 0 & 9.153 \times 10^{-3} \end{pmatrix}$$

$$L_f = \begin{pmatrix} 8.567 \times 10^{-5} & 0 & 0 \\ 0 & 8.567 \times 10^{-5} & 0 \\ 0 & 0 & 8.567 \times 10^{-5} \end{pmatrix}$$

$$Z_f := M + (R_f + i \cdot \omega \cdot L_f)$$

матрица сопротивлений фаз с учетом
взаимоиндуктивностей с другими фазами

$$Z_f = \begin{pmatrix} 0.022 + 0.054i & 4.679 \times 10^{-4} - 5.959i \times 10^{-3} & -8.413 \times 10^{-3} - 0.013i \\ 4.679 \times 10^{-4} - 5.959i \times 10^{-3} & 0.022 + 0.062i & -8.063 \times 10^{-3} - 0.013i \\ -8.413 \times 10^{-3} - 0.013i & -8.063 \times 10^{-3} - 0.013i & 0.024 + 0.073i \end{pmatrix}$$

Этап 2 (задаем систему напряжений)

an := 0

Напряжение фазы индуктора (В):

Система напряжений индуктора:

$$\begin{aligned} U_{fA} &:= \sqrt{2} \cdot 12 e^{i \cdot (0 + an)} & U_{fA} &= 16.971 \\ U_{fC} &:= \sqrt{2} \cdot 12 \cdot e^{i \cdot \left(\frac{120}{180} \cdot \pi + an\right)} \\ U_{fB} &:= \sqrt{2} \cdot 12 \cdot e^{i \cdot \left(\frac{-120}{180} \cdot \pi + an\right)} & U_{fC} &= -8.485 + 14.697i \end{aligned}$$

Матрица комплексных амплитуд напряжений фаз индуктора:

$$U_{fp} := \begin{pmatrix} U_{fA} \\ U_{fB} \\ U_{fC} \end{pmatrix} \quad \overrightarrow{|U_{fp}|} = \begin{pmatrix} 16.971 \\ 16.971 \\ 16.971 \end{pmatrix} \quad \frac{\overrightarrow{|U_{fp}|}}{\sqrt{2}} = \begin{pmatrix} 12 \\ 12 \\ 12 \end{pmatrix}$$

$$X_{\delta 2} := X_{f1} \quad X_f := X_{\delta 2}$$

$$X_{\delta 2} = \begin{pmatrix} 0.027 & 0 & 0 \\ 0 & 0.027 & 0 \\ 0 & 0 & 0.027 \end{pmatrix} \quad i \cdot X_f = \begin{pmatrix} 0.027i & 0 & 0 \\ 0 & 0.027i & 0 \\ 0 & 0 & 0.027i \end{pmatrix}$$

$$R_f = \begin{pmatrix} 9.153 \times 10^{-3} & 0 & 0 \\ 0 & 9.153 \times 10^{-3} & 0 \\ 0 & 0 & 9.153 \times 10^{-3} \end{pmatrix} \quad \text{активные сопротивления фаз}$$

$$I_{fp} := (Z_f)^{-1} \cdot U_{fp}$$

матрица комплексных амплитуд токов фаз

$$I_{fp} = \begin{pmatrix} 126.902 - 244.911i \\ -200.567 + 54.951i \\ 125.226 + 131.081i \end{pmatrix} \quad \frac{\overrightarrow{|I_{fp}|}}{\sqrt{2}} = \begin{pmatrix} 195.045 \\ 147.049 \\ 128.187 \end{pmatrix}$$

$$Spr = 5.35 \times 10^{-5}$$

сечение витка обмотки индуктора

$$I_{тока} := \frac{1}{Spr \cdot m} \cdot \sum_{n=1}^m \sqrt{\frac{(|I_{fp_n}|)^2}{2}}$$

среднеквадратичная плотность токов фаз

$$I_{тока} = 2.93 \times 10^6$$

$$I_{fm} := I_{fp}$$

матрица сопротивлений фаз

$$Zf = \begin{pmatrix} 0.022 + 0.054i & 4.679 \times 10^{-4} - 5.959i \times 10^{-3} & -8.413 \times 10^{-3} - 0.013i \\ 4.679 \times 10^{-4} - 5.959i \times 10^{-3} & 0.022 + 0.062i & -8.063 \times 10^{-3} - 0.013i \\ -8.413 \times 10^{-3} - 0.013i & -8.063 \times 10^{-3} - 0.013i & 0.024 + 0.073i \end{pmatrix}$$

Базовые величины:

сопротивление $R_b := R_{t1}$ МДС $F_b := U_p \cdot I_f \cdot \sqrt{2}$ поток $F_{mb} := R_b^{-1} \cdot F_b$

Распределение МДС "паза" по слоям индуктора:

МДС паза $F_{sb} := U_p \cdot I_{fmb} \cdot I_{fm}$ $F_{OSB} := F_b^{-1} \cdot F_{sb}$
 $F_{sh} := U_p \cdot I_{fmn} \cdot I_{fm}$ $F_{OSH} := F_b^{-1} \cdot F_{sh}$

коэффициенты распределения витков паза по контурам

$kw_1 := 0.0625$ $kw_2 := 0.125$ $kw_3 := 0.125$ $kw_4 := 0.125$ $kw_5 := 0.0625$ $kw_6 := 0.125$ $kw_7 := 0.125$
 $kw_8 := 0.125$ $kw_9 := 0.0625$ $n := 10..25$ $kw_n := 0$

контурные МДС индуктора

$$FOs := \begin{cases} \text{for } x \in 1..Qz \\ FOs_x \leftarrow kw_x \cdot FOsb \text{ if } 4 \geq x \geq 1 \\ FOs_x \leftarrow kw_x \cdot (FOsb + FOsh) \text{ if } x = 5 \\ FOs_x \leftarrow kw_x \cdot FOsh \text{ if } 9 \geq x \geq 6 \\ FOs_x \leftarrow kw_x \cdot FOsh \text{ if } x > 9 \end{cases}$$

матрица формирования ЭДС секций

$$Fs := U_p \cdot \begin{cases} \text{for } x \in 1..Qz \\ Fs_x \leftarrow kw_x \cdot I_{fmb} \text{ if } 4 \geq x \geq 1 \\ Fs_x \leftarrow kw_x \cdot (I_{fmb} + I_{fmn}) \text{ if } x = 5 \\ Fs_x \leftarrow kw_x \cdot I_{fmn} \text{ if } 9 \geq x \geq 6 \\ Fs_x \leftarrow kw_x \cdot I_{fmn} \text{ if } x > 9 \end{cases}$$

Расчет контурных магнитных потоков в слоях и индукторе для найденных токов:

$b_1 := Z_1 \cdot Z_2 - R12o$ $x := 3..Qz - 1$ $b_2 := b_1 \cdot Z_3 - Z_1 \cdot a_1$ $b_x := (b_{x-1} \cdot Z_{x+1} - b_{x-2} \cdot a_{x-1})$
 $FOss := (RTo_1)^{-1} \cdot (FOs_1) + (RTo_1)^{-1} \cdot Z_1 \cdot (FOs_2) + \sum_{n=1}^{15} [b_n \cdot (RTo_{n+1})^{-1} \cdot (FOs_{n+2})]$
 $FX_{Qz} := (b_{Qz-1} \cdot Rb^{-1})^{-1} \cdot Rb^{-1} \cdot FOss$ $FX_{Qz-1} := Z_{Qz} \cdot FX_{Qz}$ $x := 2..Qz - 1$
 $FX_{Qz-x} := Z_{Qz-(x-1)} \cdot FX_{Qz-(x-1)} - a_{Qz-x} \cdot FX_{Qz-(x-2)} - (RTo_{Qz-x})^{-1} \cdot FOs_{Qz-x+1}$
 $x := 1..Qz$ $FXX_x := FX_x \cdot Fmb$ $Rb = 3.875 \times 10^7$
 $FXX_{Qz+1} := 0 \cdot FX_{Qz}$

Расчет напряжения питания индуктора:

$$E_{im} := -i \cdot \omega \cdot \left[\sum_{y=1}^{Qz} \left[(F_{s_y}^T) \cdot (FXX_y \cdot 1) \right] \right]$$

$$I_{fm} = \begin{pmatrix} 126.902 - 244.911i \\ -200.567 + 54.951i \\ 125.226 + 131.081i \end{pmatrix}$$

проверка по заданным ранее напряжениям

$$\underline{U_{im}} := (Rf + i \cdot Xf) \cdot I_{fp} - E_{im}$$

$$\underline{U_{im}} = \begin{pmatrix} 16.971 \\ -8.485 - 14.697i \\ -8.485 + 14.697i \end{pmatrix} \quad \overrightarrow{|U_{im}|} = \begin{pmatrix} 16.971 \\ 16.971 \\ 16.971 \end{pmatrix} \quad \overrightarrow{|I_{fm}|} = \begin{pmatrix} 275.836 \\ 207.958 \\ 181.284 \end{pmatrix}$$

$$\overrightarrow{\left| \frac{U_{im}}{\sqrt{2}} \right|} = \begin{pmatrix} 12 \\ 12 \\ 12 \end{pmatrix}$$

Мощность индуктора полная

$$\underline{S} := 0.5 \cdot \underline{U_{im}}^T \cdot \overrightarrow{(I_{fp})}$$

$$S = 1.956 \times 10^3 + 5.261i \times 10^3$$

$$|S| = 5.613 \times 10^3$$

Потери в обмотке

$$P_i := 0.5 \cdot Rf \cdot \sum_{n=1}^m (|I_{fp_n}|)^2$$

$$P_i = 696.537$$

Коэффициент мощности индуктора

$$\cos \phi_i := \frac{\operatorname{Re}(S)}{|S|} \quad \cos \phi_i = 0.348$$

Расчет индукции:

$$D := \begin{cases} \text{for } x \in 1 \dots (2 \cdot Q_{kp} + Q) \\ D_{x,x-1} \leftarrow -1 \text{ if } x > 1 \\ D_{x,x+1} \leftarrow -1 \text{ if } x < (2 \cdot Q_{kp} + Q) \end{cases}$$

$$BXX := \begin{cases} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ BXX_x \leftarrow B_i \\ BXX \end{cases}$$

$$BnX := \begin{cases} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ BnX_x \leftarrow \frac{1}{2 \cdot t_z \cdot BXX_x} \cdot D \cdot FXX_x \\ BnX \end{cases}$$

$$BX := \begin{cases} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ BX_x \leftarrow B_i \\ BX \end{cases}$$

$$BtX := \begin{cases} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ BtX_x \leftarrow \frac{(FXX_{x+1} - FXX_x)}{h_x \cdot BX_x} \end{cases} \quad BtX_0 := \frac{FXX_1}{(Hi) \cdot B_i} \quad BtX_{Qz+1} := \frac{0 - FXX_{Qz+1}}{Hse \cdot BXX_{Qz}}$$

Расчет токов в полуслоях вторичной

$$\text{сред } I_{cX} := \begin{cases} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ I_{cX}_x \leftarrow -G_x \cdot Vse \cdot FXX_x \\ I_{cX} \end{cases}$$

$$I_{cXX} := \begin{cases} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ I_{cXX}_x \leftarrow -GG_x \cdot Vse \cdot FXX_{x+1} \\ I_{cXX} \end{cases}$$

Расчет тяговых усилий полуслоев во вторичном элементе :

$$\begin{array}{l}
 \text{FF1} := \left\{ \begin{array}{l} \text{for } y \in 1 \dots Qz \\ \text{FJ} \leftarrow \text{FXX}_y \\ \text{IJ} \leftarrow \text{IcX}_y \\ \text{for } x \in 2 \dots (2 \cdot Qkp + Q - 1) \\ \text{Force}_x \leftarrow \frac{1}{4 \cdot tz} \cdot \text{Re} \left[(\text{FJ}_{x+1} - \text{FJ}_{x-1}) \cdot (\text{Re}(\text{IJ}_x) - i \cdot \text{Im}(\text{IJ}_x)) \right] \\ \text{FF1}_y \leftarrow \text{Force} \\ \text{FF1} \end{array} \right. \\
 \text{SumForce1} := \left\{ \begin{array}{l} \text{for } x \in 1 \dots Qz - 1 \\ \text{SumForce1}_x \leftarrow \sum \text{FF1}_x \\ \text{SumForce1} \end{array} \right. \\
 \sum \text{SumForce1} = 23.313 \\
 \\
 \text{FF2} := \left\{ \begin{array}{l} \text{for } y \in 1 \dots Qz \\ \text{FJ} \leftarrow \text{FXX}_{y+1} \\ \text{IJ} \leftarrow \text{IcXX}_y \\ \text{for } x \in 9 \dots (2 \cdot Qkp + Q - 1) \\ \text{Force}_x \leftarrow \frac{1}{4 \cdot tz} \cdot \text{Re} \left[(\text{FJ}_{x+1} - \text{FJ}_{x-1}) \cdot (\text{Re}(\text{IJ}_x) - i \cdot \text{Im}(\text{IJ}_x)) \right] \\ \text{FF2}_y \leftarrow \text{Force} \\ \text{FF2} \end{array} \right. \\
 \text{SumForce2} := \left\{ \begin{array}{l} \text{for } x \in 1 \dots Qz - 2 \\ \text{SumForce2}_x \leftarrow \sum \text{FF2}_x \\ \text{SumForce2} \end{array} \right. \\
 \sum \text{SumForce2} = 21.472 \\
 \\
 \text{Fsum} := \sum \text{SumForce1} + \sum \text{SumForce2} \quad \text{Fsum} = 44.785 \\
 \\
 \text{FT} := \left\{ \begin{array}{l} \text{for } y \in 1 \dots Qz \\ \text{BJ} \leftarrow \text{BtX}_y \\ \text{IJ} \leftarrow (\text{IcX}_y + \text{IcXX}_y) \\ \text{for } x \in 2 \dots (2 \cdot Qkp + Q - 1) \\ \text{Force}_x \leftarrow \frac{\text{BX}_y}{2} \cdot \text{Re} \left[(\text{BJ}_x) \cdot (\text{Re}(\text{IJ}_x) - i \cdot \text{Im}(\text{IJ}_x)) \right] \\ \text{FT}_y \leftarrow \text{Force} \\ \text{FT} \end{array} \right. \\
 \text{SumForcet} := \left\{ \begin{array}{l} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ \text{SumForcet}_x \leftarrow \sum \text{FT}_x \\ \text{SumForcet} \end{array} \right. \\
 \sum \text{SumForcet} = 5.455
 \end{array}$$

Подготовка данных к построению графиков нормальных и тангенциальных индукций, удельных нормальных и тангенциальных усилий, индуцированных токов и плотностей токов вдоль слоев :

$$\begin{array}{l}
 \text{Bn} := \left\{ \begin{array}{l} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ \text{Bn}^{(x)} \leftarrow \text{BnX}_x \\ \text{Bn} \end{array} \right. \quad
 \text{Bt} := \left\{ \begin{array}{l} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ \text{Bt}^{(x)} \leftarrow \text{BtX}_x \\ \text{Bt} \end{array} \right. \quad
 \text{Ft} := \left\{ \begin{array}{l} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ \text{Ft}^{(x)} \leftarrow \text{FT}_x \cdot (v_x + vs_x)^{-1} \\ \text{Ft} \end{array} \right. \\
 \\
 \text{Fx} := \left\{ \begin{array}{l} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ \text{F}^{(x)} \leftarrow \frac{\text{FF1}_x \cdot (v_x)^{-1} + \text{FF2}_x \cdot (vs_x)^{-1}}{2} \\ \text{F} \end{array} \right. \quad
 \text{IC} := \left\{ \begin{array}{l} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ \text{IC}^{(x)} \leftarrow \text{IcX}_x + \text{IcXX}_x \\ \text{IC} \end{array} \right. \quad
 \text{jc} := \left\{ \begin{array}{l} \text{for } x \in 1 \dots Qz \\ \text{jc}^{(x)} \leftarrow \frac{(\text{IcX}_x + \text{IcXX}_x)}{tz \cdot h_x} \\ \text{jc} \end{array} \right.
 \end{array}$$

$$FO_4 := FO_{s_4} + FO_{s_5} \cdot 0.5 \quad FO_5 := FO_{s_5} + FO_{s_6} \cdot 0.5$$

Характеристики индуктора : $B_{p1} = 0.03$ $Q_{kp} = 12$ $K_z = 0.492$ $R_{f1} = 9.153 \times 10^{-3}$

$F1 = 50$ $U_p = 16$ $Q_{kp} = 12$ $Q = 9$ $Q_z = 24$ $B_{z1} = 0.01$ $B_i = 0.085$

Токи, А, и плотности

тока, А/м², фаз:

$$I_{fp} = \begin{pmatrix} 126.902 - 244.911i \\ -200.567 + 54.951i \\ 125.226 + 131.081i \end{pmatrix} \left| \frac{I_{fp}}{\sqrt{2}} \right| = \begin{pmatrix} 195.045 \\ 147.049 \\ 128.187 \end{pmatrix}$$

$$I_{тока} = 2.93 \times 10^6$$

Напряжение, В:

$$\frac{U_{im}}{\sqrt{2}} = \begin{pmatrix} 12 \\ -6 - 10.392i \\ -6 + 10.392i \end{pmatrix} \left| \frac{U_{im}}{\sqrt{2}} \right| = \begin{pmatrix} 12 \\ 12 \\ 12 \end{pmatrix}$$

Полная мощность, ВА:

$$S = 1.956 \times 10^3 + 5.261i \times 10^3$$

$$|S| = 5.613 \times 10^3$$

Тяговое усилие, Н:

$$F_{sum} = 44.785$$

Коэффициент мощности:

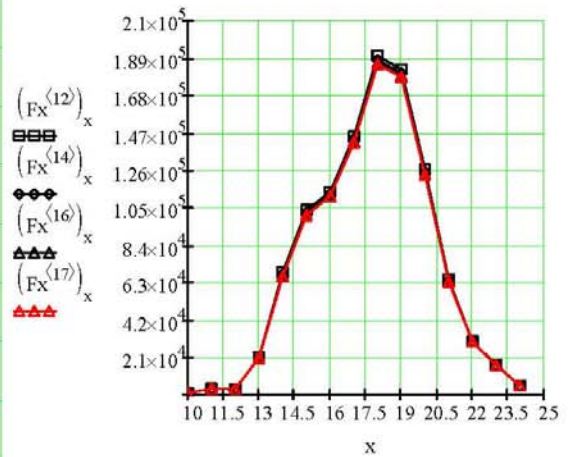
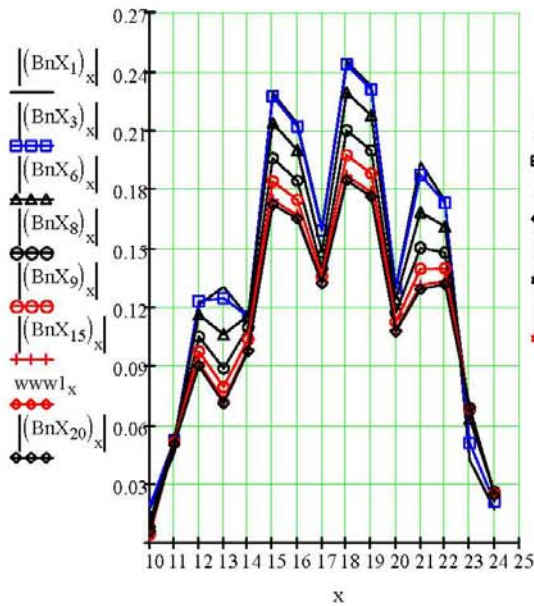
$$\cos \varphi_i = 0.348$$

Потери в индукторе, Вт:

$$P_i = 696.537$$

Сопровиления фаз, Ом:

$$\vec{Z}_f = \begin{pmatrix} 0.059 & 5.977 \times 10^{-3} & 0.016 \\ 5.977 \times 10^{-3} & 0.065 & 0.015 \\ 0.016 & 0.015 & 0.076 \end{pmatrix}$$



Тепловой расчет линейной индукционной машины

Исходные данные для расчета:

Тяговое усилие:	$F_t := F_{sum}$	
Скорость движения ВЭ:	$v := v \quad (M \cdot C^{-1}) \quad v = 0$	
Подведенная активная мощность ЛАД:	$P_{ABC} := Re(S) \quad P_{ABC} = 1.956 \times 10^3$	
Потери в обмотке одного индуктора:		$P_i = 696.537$
Длина ротора		$D_{se} := 0.36$
Толщина изоляции обмотки индуктора		$H_{iz} := 0.002$
Коэффициент теплопроводности изоляции		$\lambda_{iz} := 0.058$
Коэффициент теплоотдачи Al		$\alpha_m := 13.3$
Коэффициент теплопроводности Al		$\lambda_m := 225$
Коэффициент теплоотдачи стали		$\alpha_c(t) := HfT(t)$
Толщина стенки канала, м:		$\Delta k := 0.006$
Коэффициент теплопроводности стенки канала		$\lambda_k := 0.13$
Коэффициент теплопроводности воздуха		$\lambda_b := 0.03$
Температура окружающей среды, град:		$t_v := 25$
Коэффициент теплопроводности стали		$\lambda_c := 63$
Длина лобовых частей обмотки индуктора(м):		$LI := \frac{0.321 + 0.213}{2}$
Плотность Al (кг/м.куб.):		$d_m := 2700$
Плотность стали (кг/м.куб.):		$d_c := 7600$
Плотность стенки:		$d_k := 300$
Плотность магния (кг/м.куб.) (при 500 град.):		$d_{zn} := 1737$
Удельная теплоёмкость воздуха:		$\theta_v := 1.300$
Удельная теплоемкость стенок канала:		$\theta_k := 1000$
Плотность воздуха в воздушном зазоре:		$d_v := 1.29$
Удельная теплоёмкость Al, Дж/кг*град:		$\theta_m := 930$
Удельная теплоёмкость магния, Дж/кг*град (при 500 град.):		$\theta_{zn} := 1100$
Удельная теплоёмкость стали, Дж/кг*град:		$\theta_c := 500$

Тепловая проводимость от лобовых частей обмотки к воздуху: LL

$$SL := 2 \cdot Q \cdot (B_{p1} + H_{p1}) \cdot LI \quad SL = 0.423 \quad \text{- Площадь поверхности лобовых частей обмотки}$$

$$RL := \left(\frac{H_{iz}}{\lambda_{iz} \cdot SL} \right) + \frac{1}{\alpha_m \cdot SL} \quad RL = 0.259 \quad \text{- Сопротивление "лобовые части обмотки - воздух"}$$

$$LL := \frac{1}{RL} \quad LL = 3.856$$

Тепловая проводимость между пазовой и лобовой частями обмотки: LPL

$$\underline{Spr} := \frac{Hp1 \cdot Bp1 \cdot Kz}{Up} \quad Spr = 5.35 \times 10^{-5} \quad \text{- Сечение проводника обмотки индуктора:}$$

$$LPL := 12 \cdot Q \cdot \lambda_m \cdot Up \cdot \frac{Spr}{Bi + LI} \quad LPL = 59.099$$

Тепловая проводимость от паза к зубцу : LPZ

$$SI := Q \cdot Bi \cdot (2 \cdot Hp1 + Bp1) \quad SI = 0.112 \quad \text{- Площадь поверхности пазов индуктора}$$

$$LPZ := \lambda_{iz} \cdot \frac{SI}{Hiz} \quad LPZ = 3.239$$

Тепловая проводимость от спинки статора к воздуху (воде):

LS

$$\underline{p} := \frac{Q}{2 \cdot q \cdot m} \quad p = 0.75 \quad \text{- Число пар полюсов}$$

$$\underline{tz} := Bp1 + Bz1 \quad tz = 0.04 \quad \text{- Зубцовое деление}$$

$$\underline{\tau} := tz \cdot m \cdot q \quad \tau = 0.24 \quad \text{- Полосное деление}$$

$$Di := 2 \cdot p \cdot \tau \quad Di = 0.36 \quad \text{- Длина индуктора(м)}$$

$$\underline{SS} := (Di + Bi) \cdot 2 \cdot Hi + Di \cdot Bi \quad SS = 0.112 \quad \text{- Площадь спинки статора}$$

$$LS(t) := \alpha\alpha(t) \cdot SS \quad LS = f(\text{Unitless}) \rightarrow \text{Unitless}$$

Тепловая проводимость от воздушного зазора к индуктору:

LD

$$SD := Di \cdot Bi \quad SD = 0.031 \quad \text{- Площадь воздушного зазора}$$

$$RD(t) := \frac{1}{\alpha\alpha(t) \cdot SD} \quad RD = f(\text{Unitless}) \rightarrow \text{Unitless} \quad \text{- Сопротивление воздушного зазора}$$

$$LDs(t) := \frac{1}{RD(t)} \quad LDs = f(\text{Unitless}) \rightarrow \text{Unitless} \quad \alpha\alpha = f(\text{Unitless}) \rightarrow \text{Unitless}$$

$$\alpha m = 13.3$$

Тепловая проводимость стенки канала к индуктору:

LK

$$SK := Dse \cdot Bse \quad SK = 0.036 \quad \text{- Площадь поверхности канала}$$

$$LK := SK \cdot \frac{\lambda_k}{\Delta k} \quad LK = 0.78$$

Тепловая проводимость второй стенки канала к внутреннему сердечнику-воздуху:

$$LK2 := LK \cdot 1$$

Тепловая проводимость от ВЭ к зубцовой части индуктора (вплотную к стали): LDz

$$LDz := LK \cdot \frac{Bz1}{Bp1 + Bz1} \quad LDz = 0.195$$

Тепловая проводимость от ВЭ к пазовой части индуктора (к меди обмотки): LDp

$$RDps := \left(\frac{1}{\alpha m \cdot SD \cdot \frac{Bp1}{Bp1 + Bz1}} \right) + \frac{Hiz}{\lambda_{iz} \cdot Bp1 \cdot Q \cdot Bi} \quad LDps := \frac{1}{RDps}$$

$$LDp := \left[LDps^{-1} + \left(LK \cdot \frac{Bp1}{Bp1 + Bz1} \right)^{-1} \right]^{-1} \quad LDp = 0.154$$

Сумма проводимостей: $LD := LDp + LDz \quad LD = 0.349$

Масса меди в пазах: Mmp

$$Mmp := dm \cdot Up \cdot Spr \cdot Bi \cdot Q \quad Mmp = 1.768$$

Масса меди лобовых частей: Mml

$$Mml := dm \cdot Up \cdot Spr \cdot LI \cdot Q \quad Mml = 5.554$$

Масса стали сердечника: Mc

$$Mc := dc \cdot [Q \cdot Bz1 \cdot Hp1 \cdot Bi + (Hi - Hp1) \cdot Bi \cdot Di] \cdot 0.93 \quad Mc = 10.49$$

Масса вторичного элемента, алюминия: $Msezn$

$$Msezn := (dzn \cdot \Delta se \cdot Bse \cdot Dse) \quad Msezn = 0.813$$

Масса вторичного элемента, стали:

$$Msec := dc \cdot Hse \cdot Bse \cdot Dse \quad Msec = 2.736$$

Масса стенки канала: Mk

$$Mk := SK \cdot \Delta k \cdot dk \quad Mk = 0.065$$

Теплоёмкость пазовых частей: CMP

$$CMP := Mmp \cdot \theta m \quad CMP = 1.644 \times 10^3$$

Теплоёмкость лобовых частей: CML

$$CML := Mml \cdot \theta m \quad CML = 5.166 \times 10^3$$

Теплоёмкость стали статора: CS

$$CS := Mc \cdot \theta c \quad CS = 5.245 \times 10^3$$

Теплоёмкость вторичного элемента, стали: CRc

$$CRc := Msec \cdot \theta c \quad CRc = 1.368 \times 10^3$$

Теплоёмкость вторичного элемента, алюминия: $CRzn$

$$CRzn := Msezn \cdot \theta zn \quad CRzn = 894.208$$

Теплоёмкость вторичного элемента: CR

$$CR := CRzn + CRc \quad CR = 2.262 \times 10^3$$

Теплоёмкость стенки канала: CK

$$CK := 2 \cdot Mk \cdot \theta k \quad CK = 129.6$$

Теплоёмкость вторичного элемента с каналом: $C2 := CR + CK$

Теплоёмкость воздушного зазора: CV

$$mv := dv \cdot Di \cdot \delta z \cdot Bi \quad mv = 2.368 \times 10^{-4} \quad CV := mv \cdot \theta v \quad CV = 3.079 \times 10^{-4} \quad \text{NotaBene}$$

(зазора нет)

Потери в лобовых частях обмотки: PL

$$Rl := \frac{1}{\gamma l} \cdot \frac{LI \cdot Up}{Spr} \quad Rl = 2.314 \times 10^{-3} \quad \text{- электрическое}$$

$$PL := \text{Pi} \cdot \frac{Ll}{Ll + Bi} \quad PL = 528.339 \quad \text{сопротивление лобовых частей обмоток}$$

Потери пазовых частей обмотки:

$$Rp := \frac{1 \cdot Bi \cdot Up}{\gamma l \cdot Spr} \quad Rp = 7.368 \times 10^{-4} \quad \text{- электрическое сопротивление пазовых частей обмоток}$$

$$PP := \text{Pi} \cdot \frac{Bi}{Ll + Bi} \quad PP = 168.198 \quad \text{(на один индуктор)} \quad v = 0$$

Потери во вторичном элементе:

$$PR := 2 \cdot PABC - 2 \cdot Ft \cdot v - \text{Pi} \cdot 2 \quad PR = 2.519 \times 10^3 \quad Ft = 44.785$$

Потери в стали индуктора: PS := 0

коэффициент излучения с поверхности канала (с ВЭ) c1 := 5.76-0.9-SK

$$\text{к пазу} \quad c1p := \frac{Bp1}{Bp1 + Bzl} \cdot c1 \quad \text{к зубцу} \quad c1z := \frac{Bzl}{Bp1 + Bzl} \cdot c1 \quad \text{ORIGIN} := 0$$

принято -- $Lz := LD + LK - 0$

Тепловая проводимость от пластин радиаторов к воздуху:

LALL

$$SALL := 0.036 - 0.021 \cdot 16 \cdot 4 \cdot 2 \quad SALL = 0.097 \quad \text{- Площадь поверхности пластин радиаторов}$$

$$\alpha a(t) := \text{HTal}(t)$$

$$LALL(t) := \alpha a(t) \cdot SALL$$

Тепловая проводимость между пластинами и магнитопроводом:

LALS

$$SALS := 0.045 - 0.36 \cdot 4 + 0.005 - 0.0585 \cdot 8 \cdot 4 \quad LALS := \lambda_m \cdot \frac{SALS}{\Delta r} \quad \Delta r := 0.001$$

Тепловая проводимость стенки канала к пластинам:

LALK

$$SALK := 0.01 - 0.001 \cdot 4 \cdot 8 \quad LALK := SALK \cdot \frac{\lambda_k}{\Delta k}$$

Масса меди лобовых частей:

$$Mal := 0.001 \cdot dm \cdot (SALL + SALS) \quad Mal = 0.462$$

Теплоёмкость пластин:

CMAL

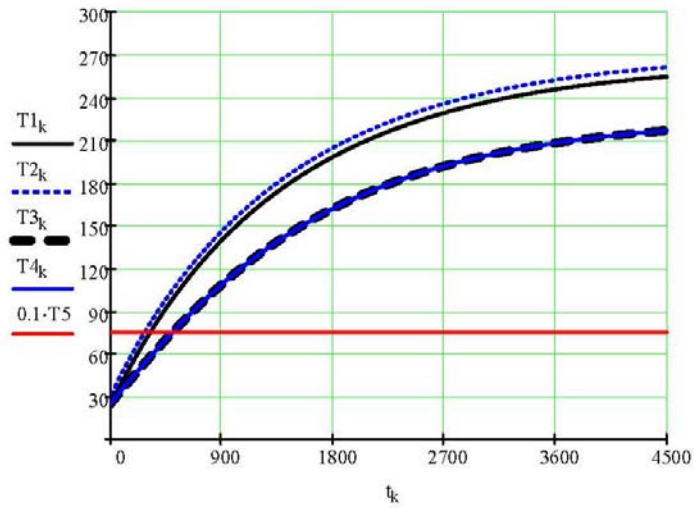
$$CMAL := Mal \cdot \theta_m \quad CMAL = 429.2 \quad \text{ORIGIN} := 0 \quad t_{me} := 750$$

Система уравнений для данной машины (ВЭ неподвижен):

$$DD(t, x) := \begin{bmatrix} \frac{[-(LPL + LL) \cdot x_0 + LPL \cdot x_1 + PL + LL \cdot tv]}{CML} \\ \frac{[-(LPL + LPZ + LK) \cdot x_1 + LPL \cdot x_0 + LPZ \cdot x_2 + LK \cdot t_{me} + PP]}{CMP} \\ \frac{[-(LPZ + LS(x_2) + LK + LALS) \cdot x_2 + LALS \cdot x_3 + LS(x_2) \cdot tv + LPZ \cdot x_1 + LK \cdot t_{me} + PS]}{CS} \\ \frac{[-(LALS + LALL(x_3) + LALK) \cdot x_3 + LALL(x_3) \cdot tv + LALS \cdot x_2 + LALK \cdot t_{me}]}{CMAL} \end{bmatrix}$$

Решение системы уравнений $x := (25 \ 25 \ 25 \ 25)^T$

$t0 := 0$ $t_{kon} := 4500$ $n := 100000$ $k := 0..n-1$ $y := \text{rkfixed}(x, t0, t_{kon}, \dots)$
текущее время $t := y^{(0)}$
температура лобовых частей обмотки индуктора $T_{max} := 200$ (класс H) $T1 := y^{(1)}$
температура пазовых частей обмотки индуктора $T2 := y^{(2)}$
температура сердечника индуктора $T3 := y^{(3)}$
температура пластин-радиаторов $T4 := y^{(4)}$
температура вторичного элемента $T5 := t_{me}$



потери
 $PP = 168.198$
 $PL = 528.339$
 $PR = 2.519 \times 10^3$

ДОКУМЕНТЫ О ВНЕДРЕНИИ

УТВЕРЖДАЮ:

Проректор по учебной работе
ФГАОУ ВПО «УрФУ имени
первого Президента России
Б.Н. Ельцина»



АКТ

о внедрении результатов
кандидатской диссертационной работы
Тарасова Федора Евгеньевича

Комиссия в составе:

председатель: директор Уральского энергетического института, д.т.н., доцент С.Ф. Сарапулов, члены комиссии: зам. начальника управления по учебно-воспитательной работе, к.т.н., доц. С.В. Соболев, ученый секретарь кафедры ЭЭС к.т.н., доц. Б.А. Сокунов, составила настоящий акт о том, что результаты диссертационной работы на тему «Индукционный МГД-насос с одноплоскостной концентрической обмоткой индуктора для транспортировки магния», представленной на соискание ученой степени кандидата технических наук, использованы на кафедре «Электротехника и электротехнологические системы» ФГАОУ ВПО «УрФУ имени первого Президента России Б.Н. Ельцина» в учебном процессе студентов направления 140400 «Электроэнергетика и электротехника» обучающихся по профилям «Электротехнологические установки и системы», «Электрооборудование и электрохозяйство предприятий, организаций и учреждений» а так же по магистерской программе «Электротехнологические процессы и установки с системами питания и управления» в следующем виде:

1. Методики расчета и моделирования электромагнитных и тепловых процессов в линейных индукционных машинах;
2. Лабораторные модели для проведения лабораторного практикума студентами.

Использование указанных результатов позволяет повысить качество подготовки выпускников по указанному направлению.

Председатель комиссии:

С.Ф. Сарапулов

Члены комиссии:

С.В. Соболев

Б.А. Сокунов



КУМЗ

КАМЕНСК-УРАЛЬСКИЙ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЙ ЗАВОД

Открытое акционерное общество

623405 г. Каменск-Уральский
Свердловская обл.,
ул. Заводская, 5

Телефоны: (3439) 39-53-00
39-52-10
Факс: (3439) 39-55-12

« 7 » 04 20 15 г.
№ 03/234



УТВЕРЖДАЮ:
Управляющий директор
Семенухин А.И.
2015 г.

АКТ

использования результатов
кандидатской диссертационной работы
Тарасова Федора Евгеньевича

Результаты диссертационной работы «Индукционный МГД-насос с одноплоскостной концентрической обмоткой индуктора для транспортировки магния», представленной на соискание ученой степени кандидата технических наук, использованы в модернизации процесса транспортировки расплава магниевых сплавов в разливочную машину в цехе магниевых сплавов Каменск-Уральского металлургического завода (ОАО КУМЗ) в виде опытно-промышленного образца МГД-насоса для транспортировки магниевых сплавов.

Использование указанного оборудования позволяет: сократить простои, связанные с выходом из строя МГД-насоса в процессе отливки; сократить затраты на проведение ремонтных работ и работ по обслуживанию МГД-насосов, сократить расход энергии, связанный с простоями оборудования, повысить выход годного и снизить металлургические потери.

Руководитель НТЦ

Овсянников Б.В.