

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

На правах рукописи



НЕЙМАН ЛЮДМИЛА АНДРЕЕВНА

**ЛИНЕЙНЫЕ СИНХРОННЫЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ МАШИНЫ
ДЛЯ НИЗКОЧАСТОТНЫХ УДАРНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ**

Специальность 05.09.01 – Электромеханика и электрические аппараты

Диссертация на соискание ученой степени

доктора технических наук

Научный консультант:

д-р техн. наук, профессор

Щуров Николай Иванович

Новосибирск – 2018

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	8
Глава 1 СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ И МЕТОДОЛОГИЯ ПОСТРОЕНИЯ ЦИКЛИЧНЫХ СИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ МАШИН УДАРНОГО ДЕЙСТВИЯ (СЭМУД)	20
1.1 Возможности практического применения линейных электромагнитных двигателей (ЛЭМД) в приводе циклических синхронных машин ударного дейст- вия.....	20
1.2 Структурный анализ вариантов схем СЭМУД.....	37
1.3 Сравнение цилиндрических ЛЭМД в заданном объеме на основе чис- ленного эксперимента.....	47
1.4 Выбор рационального типа ЛЭМД для привода СЭМУД из условия экономичности расхода активных материалов.....	55
1.4.1 Геометрическое подобие цилиндрических ЛЭМД по условию по- стоянства теплового критерия.....	57
1.4.2 Влияние перегрева ЛЭМД в различных режимах включения на значения конструктивного фактора и показателя экономичности.....	60
1.4.3 Влияние объемов геометрически подобных ЛЭМД на значения конструктивного фактора и показателя экономичности.....	63
1.4.4 Влияние главных размеров ЛЭМД на значения конструктивного фактора и показателя экономичности.....	65
1.5 Выводы.....	69
Глава 2 РАБОЧИЕ ЦИКЛЫ И ПРОЦЕССЫ ЭНЕРГОПРЕОБРАЗОВАНИЯ В СЭМУД ПРИ ПЕРЕДАЧЕ ЭНЕРГИИ.....	71
2.1 Реализация рабочих циклов СЭМУД при передаче кинетической энер- гии	72
2.2 Рабочий цикл однокатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка.....	83
2.3 Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с безынерционным реверсом бойка.....	88
2.4 Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка...	94
2.5 Новый рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с инерционным ревер- сом бойка.....	100

2.6 Рабочие циклы двухкатушечных СЭМУД со свободным выбегом бойка....	107
2.6.1 Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка в катушках прямого и обратного хода.....	108
2.6.2 Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с односторонним свободным выбегом бойка в катушке прямого хода.....	114
2.6.3 Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с односторонним свободным выбегом бойка в катушке обратного хода.....	119
2.7 Энергетическая диаграмма СЭМУД.....	122
2.8 Выводы.....	124
Глава 3 АНАЛИЗ РЕЖИМОВ РАБОТЫ ЦИКЛИЧНЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ МАШИН ИЗ УСЛОВИЯ ДОПУСТИМОГО НАГРЕВА.....	126
3.1 Оценка конструктивного совершенства систем охлаждения циклических электромагнитных машин ударного действия.....	126
3.1.1 Критерии сравнения теплоотводящих способностей систем охлаждения циклических электромагнитных машин.....	126
3.1.2 Конструктивные схемы СЭМУД с естественной системой охлаждения.....	129
3.1.3 Конструктивные схемы СЭМУД с принудительной воздушной системой охлаждения.....	136
3.2 Нагрев циклических электромагнитных машин в переходных режимах работы.....	143
3.2.1 Уравнение нагрева в конечных разностях.....	146
3.2.2 Решение уравнения нагрева в конечных разностях.....	149
3.2.3 Расчет циклического процесса нагрева на дискретных равноотстоящих интервалах.....	151
3.3 Перегрузочная способность циклической электромагнитной машины в переходных тепловых процессах.....	153
3.3.1 Влияния перегрузочной способности СЭМУД на продолжительность работы при ненулевых начальных условиях.....	154
3.3.2 Методика расчета времени работы СЭМУД при ненулевых начальных условиях нагрева.....	159
3.4 Расчет циклической электромагнитной машины с учтенным начальным	

превышением температуры в переходных режимах.....	161
3.4.1 Взаимосвязь рабочих процессов СЭМУД в переходных тепловых режимах при ненулевых начальных условиях.....	162
3.4.2 Методика приближенного выбора допустимой энергии удара СЭМУД при ненулевых начальных условиях.....	167
3.5 Перегрузочная способность циклической электромагнитной машины по средней температуре перегрева в переходных тепловых режимах.....	169
3.5.1 Взаимосвязь параметров рабочих процессов СЭМУД по средней температуре перегрева в переходных тепловых режимах.....	170
3.5.2 Оценка перегрузочной способности СЭМУД по средней температуре перегрева при нулевых начальных условиях.....	171
3.6 Упрощенный расчет длительно допустимой мощности потерь повторно-кратковременного режима СЭМУД.....	173
3.6.1 Взаимосвязь параметров рабочего процесса циклической электромагнитной машины в повторно-кратковременном режиме.....	174
3.6.2 Анализ рабочего процесса СЭМУД в повторно-кратковременном режиме работы.....	177
3.7 Выводы.....	179
Глава 4 ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ УЧЕТА ХАРАКТЕРИСТИК МОДЕЛЕЙ СЭМУД ПРИ ДИНАМИЧЕСКИХ РАСЧЕТАХ.....	181
4.1 Вводные замечания.....	181
4.2 Исследование сил одностороннего магнитного притяжения при нарушениях магнитной симметрии.....	186
4.2.1 Влияние радиальных сил одностороннего магнитного притяжения бойка при асимметрии магнитного потока.....	186
4.2.2 Повышение точности аналитического расчета радиальных сил одностороннего магнитного притяжения.....	193
4.3 Учет аналогов механических характеристик моделей.....	199
4.3.1 Процессы рассеяния энергии в режиме свободных колебаний механической системы.....	199
4.3.2 Процессы при ударном взаимодействии импульсов сил в механической системе.....	204

4.4 Анализ потерь энергии в стальных элементах конструкции СЭМУД с массивным магнитопроводом.....	211
4.4.1 Математическое описание мощности потерь в стали с учетом динамических процессов.....	211
4.4.2 Сравнение вариантов моделей по учету мощности потерь в стальном магнитопроводе.....	218
4.5 Учет нелинейных свойств магнитных систем СЭМУД на основе предварительного численного расчета статических параметров.....	228
4.6 Выводы.....	231
Глава 5 МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ЛИНЕЙНЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ МАШИН КОЛЕБАТЕЛЬНОГО ДВИЖЕНИЯ.....	234
5.1 Математическая модель многомассовой электромеханической колебательной системы (ЭМКС) без учета ударного взаимодействия.....	234
5.1.1 Математическая модель трехмассовой ЭМКС с упругими связями....	237
5.1.2 Математическая модель двухмассовой ЭМКС с упругими связями....	241
5.2 Исследование взаимосвязей параметров в одномассовой ЭМКС с ЛЭМД.....	246
5.3 Исследование взаимосвязей параметров в трехмассовой ЭМКС с ЛЭМД.....	257
5.4 Реализация режима ударного взаимодействия импульсов сил в многомассовой ЭМКС с ЛЭМД.....	259
5.4.1 Математическая модель многомассовой ЭМКС с ЛЭМД с учетом ударного взаимодействия.....	260
5.4.2 Взаимосвязи параметров в четырехмассовой ЭМКС с ЛЭМД с учетом ударного взаимодействия.....	265
5.5 Выводы.....	271
Глава 6 МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ СИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ МАШИН УДАРНОГО ДЕЙСТВИЯ И РЕЗУЛЬТАТЫ АНАЛИЗА ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ.....	273
6.1 Вводные замечания.....	273
6.2 Однокатушечная синхронная электромагнитная машина ударного дей-	

ствия с двухсторонним свободным выбегом бойка.....	276
6.2.1 Математическая модель динамики однокатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка.....	276
6.2.2 Анализ рабочих процессов однокатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка.....	284
6.3 Двухкатушечная синхронная электромагнитная машина ударного действия с безынерционным реверсом бойка.....	289
6.3.1 Математическая модель динамики двухкатушечной СЭМУД с безынерционным упругим реверсом бойка.....	289
6.3.2 Анализ рабочих процессов СЭМУД с безынерционным упругим реверсом бойка.....	295
6.4 Двухкатушечная синхронная электромагнитная машина ударного действия с двухсторонним свободным выбегом бойка.....	302
6.4.1 Математическая модель динамики двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка.....	303
6.4.2 Исследование рабочих процессов двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка.....	308
6.5 Двухкатушечная синхронная электромагнитная машина ударного действия с инерционным реверсом бойка.....	312
6.5.1 Математическая модель динамики двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка.....	312
6.5.2 Рабочий процесс двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка.....	317
6.6 Двухкатушечная синхронная электромагнитная машина ударного действия с комбинированным рабочим циклом.....	324
6.6.1 Математическая модель динамики двухкатушечной СЭМУД с комбинированным рабочим циклом.....	324
6.6.2 Рабочий процесс двухкатушечной СЭМУД с комбинированным рабочим циклом.....	329
6.7 Сравнение динамики рабочих циклов двухкатушечных СЭМУД со свободным выбегом бойка.....	332
6.7.1 Универсальная математическая модель динамики двухкатушеч-	

ной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка.....	334
6.7.2 Сравнение динамики рабочих циклов двухкатушечных СЭМУД на основе анализа рабочих процессов.....	340
6.8 Обобщенная математическая модель СЭМУД	343
6.8.1 Обобщенная математическая модель однокатушечной СЭМУД.....	343
6.8.2 Обобщенная математическая модель двухкатушечной СЭМУД.....	345
6.9 Современное состояние и перспективные направления развития СЭМУД и устройств, созданных на их основе.....	349
6.10 Выводы.....	358
ЗАКЛЮЧЕНИЕ.....	360
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....	364
ПРИЛОЖЕНИЕ А Пример расчета однокатушечной СЭМУД при ненуле- вых начальных условиях нагрева.....	389
ПРИЛОЖЕНИЕ Б Пример расчета регулировочной характеристики двух- катушечной СЭМУД.....	392
ПРИЛОЖЕНИЕ В Пример приближенного расчета цикличной электромаг- нитной машины по значению среднего перегрева.....	395
ПРИЛОЖЕНИЕ Г Акты внедрения научных результатов диссертаци- ии.....	398

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы исследования. В настоящее время среди актуальных задач экономики России важное место отводится решению вопросов комплексной механизации и автоматизации технологических процессов и производств, повышению качества, надежности, снижению массогабаритных показателей, себестоимости машин и оборудования, задействованного в данных процессах.

Среди прогрессивных видов оборудования, применяемого в машиностроении, строительстве, горном деле и т.д., особое место, как менее энергоемкие, занимают виброимпульсные системы, в которых в качестве технических средств наряду с гидравлическими и пневматическими системами широко применяются электрические импульсные системы с линейной траекторией движения рабочих органов, наиболее полно отвечающие требованиям непосредственного привода.

Применение подобных электрических импульсных систем в машинах и оборудовании с колебательным движением рабочих органов позволяет упростить кинематическую цепь машины за счет исключения передаточных механизмов преобразования вида движения и обеспечить наилучшие условия интеграции приводного двигателя и рабочего органа машины, имеющего возвратно-поступательный характер движения.

К настоящему времени накоплен большой опыт решения вопросов расчета и практической реализации линейных электрических импульсных систем. Важный вклад в решении общих вопросов внесли: О.Д. Алимов, П.М. Алабужев, Н.П. Ряшенцев, Ю.З. Ковалёв, В.В. Ивашин, Ф.Н. Сарпулов, О.Н. Веселовский, А.В. Сапсалёв, Г.Г. Угаров, Б.Ф. Симонов, Б.Н. Лобов, А.В. Павленко, В.П. Певчев, В.А. Каргин, А.Д. Абрамов, Е.Г. Андреева, А.Н. Мирошниченко, Р.Р. Саттаров, В.К. Манжосов, К.М. Усанов, В.И. Мошкин, А.И. Смелягин и другие специалисты.

Среди электрических импульсных систем, как наиболее пригодные для привода машин ударного действия, широкое распространение получили системы, содержащие в своей основе линейный электромагнитный двигатель (ЛЭМД).

За полувековой период активного практического использования ЛЭМД в качестве основных структур машин ударного действия была выявлена большая эффективность их использования для интенсификации целого ряда технологических процессов с частотой воздействия ударных импульсных сил до 50 с^{-1} и средней энергией удара до

100 Дж. Целесообразность их применения обусловлена, прежде всего, простотой конструктивного исполнения и возможностью улучшения массогабаритных характеристик за счет упрощения кинематической схемы машины.

В процессе эволюции ударных и виброударных машин на основе ЛЭМД, как обладающие наибольшими значениями КПД (до 46%), хорошо себя зарекомендовали синхронные электромагнитные машины ударного действия (СЭМУД), для которых частота ударных импульсов сил равна или кратна частоте промышленной сети с преобладающей для основной массы машин энергией удара 0,7...40,0 Дж и синхронной частотой ударов 16,7...50 с⁻¹ (1000...3000 уд/мин).

В настоящее время созданы различные структурные разновидности импульсных машин и устройств на основе СЭМУД, различающиеся способами реализации возвратно-поступательного движения ударной массы бойка, а также конструкторско-технологическими решениями, повышающими их надежность, производительность, экономичность, улучшающие эксплуатационные характеристики, а лучшие из них доведены до уровня промышленного производства.

Значительный вклад в создании этих машин внесли: А.И. Москвитин, А.В. Фролов, Е.М. Тимошенко, А.П. Тронов, А.Т. Малов, Б.Г. Гольдштейн, А.А. Перьев и др. специалисты.

Перспективность использования импульсных электромагнитных машин данного класса можно объяснить следующими дополнительными преимуществами:

- работа в околорезонансных режимах обеспечивает относительно высокие значения КПД, что является важным фактором в вопросах энергосбережения;
- имеют высокую удельную ударную мощность, в два и более раз превосходящую по данному показателю электромагнитные ударные машины иного принципа действия;
- возможность создания электромагнитных ударных узлов с высокой удельной энергией удара в условиях ограничения амплитуды тока и снижения негативного влияния работы на питающую промышленную сеть без использования для этого специальных накопителей энергии;
- имеют наиболее простое решение в вопросах защиты от вибрации и обеспечивают наибольшую стабильность выходных характеристик;
- ударный узел СЭМУД представляет собой готовое для применения техническое устройство ударно-вибрационного воздействия, которое может быть по необходимости

интегрировано в технологический процесс.

Вместе с тем, несмотря на перспективность практического использования СЭМУД, теоретические исследования, выполненные в разное время для данного класса машин, имеют разобщенный характер. Методики расчета и оптимального проектирования СЭМУД основаны в своем большинстве на применении статических подходов, касающиеся только силовой части СЭМУД или её отдельных узлов, что не всегда позволяет в достаточной степени точности оценить происходящие в них процессы, зависящие от скорости и степени подвижности инерционных масс, свойств упругих связей, потерь энергии в электромеханической системе и т.д. с учетом ударных взаимодействий.

Между тем любая электромеханическая система СЭМУД, использующая в своем составе ЛЭМД, устройства для передачи энергии ударом, гашения вибраций и реверса ударной массы бойка, представляет собой сложную и многосвязанную динамическую систему с большим набором входных переменных. Данная система определяет структуру и исполнение СЭМУД, обеспечивающей наиболее рациональное формирование ударного импульса силы при передаче его в деформируемую среду. Упрощение связей в такой системе ограничивает возможности анализа и синтеза СЭМУД, работающих исключительно в переходных квазиустановившихся режимах.

Таким образом, существующее противоречие между потребностью в практической реализации вариантов СЭМУД, с одной стороны, и недостаточно развитыми общей теорией машин и методами для их анализа, с другой стороны, являются одним из сдерживающих факторов создания и совершенствования машин этого класса. Решение указанной комплексной проблемы является актуальной задачей проводимых исследований и представляет научный и практический интерес.

Цель диссертационной работы – решение комплексной научно-технической проблемы создания и совершенствования низкочастотных синхронных электромагнитных машин ударного действия, развитие общей теории машин, методов анализа и синтеза, направленных на повышение эффективности процесса электромеханического преобразования и передачи энергии в технологических производственных процессах при взаимодействии с деформируемой средой.

Для достижения цели поставлены следующие **основные научные задачи**:

1. Выявить тенденции преимущественного применения вариантов конструктивных схем СЭМУД и классифицировать их по способу реализации возвратно-поступа-

тельного движения ударной массы бойка.

2. Развить принципы построения схем СЭМУД и разработать новые технические решения, направленные на улучшение эксплуатационных характеристик и энергетических показателей. Обосновать новые рабочие циклы СЭМУД и реализовать на их основе новые способы управления.

3. Разработать методику количественной и качественной оценки сравнения вариантов ЛЭМД с произвольной конфигурацией магнитной цепи.

4. Обосновать перспективность метода определения пределов рационального применения разновидностей ЛЭМД для импульсных систем по распространенному в практике показателю «конструктивный фактор» из анализа расчетных тяговых характеристик, полученных с помощью конечно-элементного моделирования магнитного поля.

5. Дать количественную оценку степени влияния определяющих величин на значения показателя «конструктивный фактор» и показателя экономичности при выборе ЛЭМД.

6. Выполнить анализ энергопреобразовательных процессов различных вариантов конструктивных схем СЭМУД, установить особенности и закономерности этих процессов при передаче кинетической энергии бойка.

7. Установить из условия допустимого нагрева связи между энергией удара и частотой ударов СЭМУД в зависимости от начального перегрева в рабочем цикле. Разработать методики приближенного теплового расчета с целью оптимизации работы СЭМУД, обусловленной заданным рабочим процессом.

8. Дать комплексную оценку силам, противодействующим ускорению бойка, и потерям энергии в электромеханической системе, определяющим эффективность процесса передачи кинетической энергии, и разработать их точные математические аналоги.

9. Разработать модели и алгоритмы расчета потерь мощности от вихревых токов в массивном магнитопроводе в переходных режимах для различных законов формирования напряжения на входе электромагнитной импульсной системы.

10. Разработать математические модели электромеханической колебательной системы (ЭМКС) с ЛЭМД, учитывающие потери энергии, нелинейности характеристик магнитных материалов, степень подвижности инерционных масс, свойства упругих связей механической системы, и реализовать универсальный алгоритм расчета без учета ударного взаимодействия.

11. Разработать единый методологический подход к математическому описанию различных вариантов схем СЭМУД, отличающихся различными способами организации возвратно-поступательного движения бойка с учетом ударного взаимодействия в механической системе, и создать их компьютерные модели.

Область исследования – разработка научных основ создания и совершенствования СЭМУД, методов для их анализа и синтеза, подходов, обеспечивающих проектирование в составе рабочих виброударных комплексов.

Объект исследования – силовые электромагнитные импульсные машины для генерации и передачи периодических ударных импульсов сил в деформируемую среду с частотой воздействия, кратной частоте промышленного источника электроэнергии.

Предмет исследования – электромагнитные, электромеханические и тепловые процессы вариантов конструктивных схем СЭМУД, характеризующихся различными способами реализации возвратно-поступательного движения бойка в рабочем цикле машины с учетом ударного взаимодействия.

Методы исследования. При выполнении диссертационной работы методы исследования выбирались исходя из постановок решения задач с учетом особенностей исследуемых объектов. В работе использовались фундаментальные законы электротехники, методы математического анализа и имитационного моделирования, метод конечных разностей и дискретных преобразований, методы оптимизационного проектирования и физического моделирования, методы аналитической механики и импульсных систем. Для решения ряда задач оптимизационного и теплового расчета использовался пакет MathCad. Для расчета магнитных и тепловых полей применялись стандартные программы FEMM и ELCUT. Решение задач динамики реализовано методами и средствами структурного моделирования в Matlab Simulink.

Достоверность полученных результатов исследований определяется корректностью постановок задач, обоснованностью принятых допущений и адекватностью используемых при исследованиях математических моделей, методов и алгоритмов, сравнением результатов расчета с данными физического моделирования и сопоставлением с данными исследований других авторов.

Научная новизна диссертационного исследования:

1. Развита научная концепция синхронной электромагнитной импульсной системы, включающей линейный электромагнитный двигатель, устройства для импульсного преобразования и передачи механической энергии бойка с частотой вынужденных колебаний, кратной частоте промышленного однофазного источника 50 Гц, что повышает эффективность процесса электромеханического преобразования энергии в технологических производственных процессах при взаимодействии с деформируемой средой.

2. Разработана методика количественной и качественной оценки при сравнении вариантов цилиндрических ЛЭМД одинакового объема и веса активных материалов, имеющих произвольную конфигурацию магнитной цепи, которая наиболее полно отражает тенденции преимущественного выбора как известных, так и новых вариантов схем, по широкой группе общепринятых показателей, применяемых в задачах проектирования.

3. Обоснована перспективность метода определения пределов рационального применения разновидностей ЛЭМД с использованием зависимостей показателя экономичности в функции показателя «конструктивный фактор», полученных с помощью конечно-элементного моделирования магнитного поля, что расширяет возможности и границы существующего метода и повышает качество результатов в задачах проектирования. Впервые на примере расчета магнитного поля типовой конструкции цилиндрического ЛЭМД дана количественная оценка степени влияния определяющих величин на значения показателя «конструктивный фактор»

4. Выявлена целесообразность выбора ЛЭМД для привода СЭМУД вести по широко распространенному в практике значению показателя «конструктивный фактор», используя установленные связи между условиями максимального выигрыша в расходовании активных материалов, с одной стороны, и конфигурацией исполнения магнитной системы и ее основными геометрическими соотношениями размеров, с другой стороны.

5. Предложены новые рабочие циклы и реализованы на их основе способы управления СЭМУД, позволяющие в разной степени ограничивать амплитуду тока и негативное влияние на питающую промышленную сеть. Развита концепция построения конструктивных схем СЭМУД и разработаны новые технические решения, направленные на повышение надежности, производительности, энергии удара и КПД, новизна которых подтверждена патентами на изобретения.

6. На основе баланса энергии электромеханической системы выполнен качественный анализ энергопреобразовательных процессов за полный рабочий цикл СЭМУД, характеризующихся различными способами реализации возвратно-поступательного движения ударной массы бойка, поясняющих закономерности протекающих процессов взаимного преобразования электрической, магнитной, кинетической, потенциальной энергии, и дополняющий базовые знания фундаментальных положений теории импульсных электромагнитных машин, составляющие научные основы для их создания и совершенствования.

7. Получены приближенные расчетные выражения и разработаны на их основе методики расчета, устанавливающие из условия допустимого нагрева и колебаний температуры в рабочем цикле связи между энергией и частотой ударов, количеством произведенных рабочих циклов с заданной частотой и энергией ударов, теплофизическими свойствами и геометрическими размерами СЭМУД, в зависимости от начального превышения температуры над температурой окружающей среды.

8. Выработаны рекомендации по учету силы одностороннего магнитного притяжения и дана количественная оценка ее отдельных компонент по отношению к движущей силе электромагнитной машины в зависимости от магнитной асимметрии, возникающей вследствие разности предельных отклонений размеров сопрягаемых элементов конструкции магнитопровода электромагнитной машины. Выполнена модернизация известного в практике выражения по определению силы одностороннего магнитного притяжения, что расширяет возможности существующего метода расчета относительно установленных ограничений по эксцентриситету.

9. Разработаны варианты моделей магнитной цепи с массивным магнитопроводом, позволяющие рассчитывать в нестационарных режимах потери мощности от вихревых токов в зависимости от закона формирования напряжения на входе электромеханического преобразователя и насыщения ферромагнитных участков, и реализованы на их основе алгоритмы расчета, обеспечивающие высокую вычислительную устойчивость при реализации методами структурного моделирования.

10. Разработаны математические и компьютерные модели многомассовых ЭМКС с ЛЭМД, обеспечивающие широкие возможности всестороннего анализа взаимосвязанных электромеханических процессов в переходных и квазиустановившихся режимах при возбуждении вынужденных периодических колебаний системы с частотой до 100 с^{-1} ,

сопровожаемых различного рода потерями энергии и зависящих от нелинейности магнитных характеристик, потоков рассеяния, степени подвижности инерционных масс, свойств упругих связей, внешних воздействий, с большим набором входных и выходных переменных, реализованные методами структурного моделирования.

11. Разработан единый методологический подход к математическому описанию различных вариантов СЭМУД и созданию их компьютерных моделей, наиболее точно отражающих динамическое состояние электромеханической системы с потерями энергии при возбуждении периодических ударных импульсов сил, что обеспечивает широкие возможности анализа и синтеза моделей методами структурного моделирования с большим набором входных и выходных переменных.

Теоретическая и практическая значимость работы. Полученные в диссертационной работе результаты представляют собой новые научно обоснованные технические решения, рекомендации, методики, модели и алгоритмы расчета, внедрение которых вносит существенный вклад в ускорение научно-технического прогресса в области разработки СЭМУД. Теоретическая и практическая значимость работы заключается в следующем:

1. Доказаны положения, расширяющие представление о силовой электромагнитной импульсной системе, использующей в своем составе ЛЭМД, устройства для передачи и преобразования кинетической энергии бойка с частотой ударных импульсов сил, равной или кратной частоте промышленной сети.

2. На основе единого методологического подхода разработан комплекс математических и компьютерных моделей (в Matlab Simulink) многомассовых ЭМКС с ЛЭМД и вариантов конструктивных схем СЭМУД, ориентированных на исследования электромеханических процессов в переходных и установившихся режимах и обеспечивающих широкие возможности для анализа и синтеза, внедрение которых в практику проектирования позволит сократить сроки выполнения проектных работ и повысить их качество.

3. Развита принципы построения конструктивных схем СЭМУД, обоснованы новые рабочие циклы электромагнитных машин и реализованы на их основе новые способы управления, на уровне изобретений разработан комплекс технических решений, направленный на повышение надежности, производительности, энергетических показателей, электромагнитной совместимости при питании от промышленных источников электроэнергии.

4. Развита подходы оптимального проектирования ЛЭМД для привода СЭМУД, наиболее точно отражающие тенденции преимущественного выбора вариантов конструктивных схем из условия экономичности в расходовании активных материалов.

5. Разработаны инженерные методики приближенного расчета выходных параметров рабочего процесса СЭМУД, способствующие решению вопросов управления их тепловой нагрузкой в зависимости от начального перегрева в рабочем цикле машины.

Реализация результатов работы. Основные результаты диссертационной работы реализованы в виде разработок макетных образцов, методик и компьютерных моделей, выполненных при непосредственном участии автора. Выполнение диссертационной работы осуществлялось в соответствии с планами и заданиями госбюджетных НИР, в частности, в рамках реализуемой в различные годы программы стратегического развития НГТУ, определяющих формирование научно-технического задела по приоритетным направлениям развития науки. Проект 2.2.2. Решение комплексных проблем по направлению «Энергоэффективность и энергосберегающие технологии»:

– тема НИР: «Силовые устройства электромеханики для технологических виброимпульсных систем с электромагнитным возбуждением» (№ гос. регистрации 01201250403 от 13.01.2012 г.);

– тема НИР: «Электромагнитные генераторы силовых импульсов для технологического оборудования» (№ гос. регистрации 01201362096 от 14.05.2013 г.);

– тема НИР: «Линейные электромеханические преобразователи с повышенными энергетическими показателями» (№ гос. регистрации 01201461863 от 22.04.2014 г.);

– тема НИР: «Развитие методов и технологий компьютерного моделирования многомассовых электромеханических систем виброударного действия» (№ гос. регистрации АААА-А17-117041710178-8 от 17.04.2017 г.).

В рамках выполнения тематического плана НИР НГТУ:

– тема НИР: «Разработка моделей для расчета электромеханических устройств и электроустановок» (№ гос. регистрации 116012010095 от 20.01.2016 г.);

– тема НИР: «Электромеханические колебательные системы с электромагнитным возбуждением» (№ гос. регистрации АААА-А17-117071220014-8 от 12.07.2017 г.)

Предложенные для реализации практические разработки, методики расчета и рационального проектирования СЭМУД обусловили их востребованность в ЗАО «ЭРАСИБ» г. Новосибирск, ИГД СО РАН г. Новосибирск.

Материалы диссертации нашли применение в учебном процессе при разработке лекционного курса «Электрические и электронные аппараты», выполнении курсовых и выпускных квалификационных работ для студентов направлений 130302 и 130402 - Электроэнергетика и электротехника ФГБОУ ВО «Новосибирский государственный технический университет».

Научные положения, выносимые на защиту:

1. Новые технические решения в исполнении вариантов СЭМУД, разработанные новые рабочие циклы и реализованные на их основе способы управления, использование которых позволяет повысить надежность, производительность, энергию удара, КПД и снизить их негативное влияние на питающую сеть.

2. Определение пределов рационального применения разновидностей ЛЭМД для СЭМУД целесообразно вести по распространенному в практике показателю «конструктивный фактор», используя установленные зависимости между видом тяговой характеристики и конфигурацией исполнения магнитной цепи, полученные с помощью конечно-элементного моделирования магнитного поля.

3. Результаты исследований энергопреобразовательных процессов вариантов конструктивных схем СЭМУД, характеризующихся различными способами реализации возвратно-поступательного движения ударной массы бойка и поясняющие закономерности процессов электромеханического преобразования энергии за полный рабочий цикл, составляющие научные основы для их создания и совершенствования.

4. Разработанные методики приближенного расчета рабочего процесса СЭМУД, обеспечивающие из условия допустимого нагрева решение вопросов управления их тепловой нагрузкой в зависимости от начального перегрева в рабочем цикле машины.

5. Результаты исследований и рекомендации по учету силы одностороннего магнитного притяжения сопрягаемых некоаксиальных элементов конструкции ЛЭМД, количественной и качественной оценки этой силы и её отдельных компонент по отношению к движущей силе в зависимости от возникающей магнитной асимметрии.

6. Алгоритмы расчета и варианты моделей по учету в нестационарных режимах потерь мощности в массивном магнитопроводе от вихревых токов в зависимости от насыщения ферромагнитных участков и закона формирования напряжения на входе электромеханического преобразователя, реализованные методами структурного моделирования.

7. Математические и компьютерные модели многомассовых ЭМКС с ЛЭМД, реализованные методами структурного моделирования, обеспечивающие широкие возможности анализа взаимосвязанных электромеханических процессов в переходных и установившихся режимах, сопровождаемых различного рода потерями энергии, и зависящих от нелинейности магнитных характеристик потоков рассеяния, степени подвижности инерционных масс, свойств упругих связей и внешних воздействий, с большим набором входных и выходных переменных.

8. Методологический подход к математическому описанию различных вариантов конструктивных схем СЭМУД, отличающихся способами реализации возвратно-поступательного движения бойка, и их компьютерные модели, наиболее полно и точно отражающие состояние электромеханической системы с потерями энергии электрической, магнитной и механической природы при возбуждении периодических ударных импульсов сил, и обеспечивающие широкие возможности для решения задач анализа и синтеза.

Апробация работы. Основные положения и результаты работы докладывались и обсуждались на: the 3rd, 4rd, 8rd, 10rd, 11rd – International Forum on Strategic Technology, IFOST-2008 (Russia, Novosibirsk–Tomsk, 2008); IFOST-2009 (Vietnam, Ho Chi Minh City, 2009); IFOST-2013 (Mongolia, Ulaanbaatar, 2013); IFOST-2015 (Indonesia, Bali, Yogyakarta, 2015); IFOST 2016 (Russia, Novosibirsk, 2016); II научно-практической конференции с международным участием «Инновационная энергетика» (Россия, Новосибирск, 2010); XIV, XV, XVI международной конференции «Электромеханика, электротехнологии, электротехнические материалы и компоненты» МКЭЭЭ-2012, МКЭЭЭ-2014, МКЭЭЭ-2016 (Россия, Крым, Алушта 2012, 2014, 2016); VI международной научно-технической конференции «Электромеханические преобразователи энергии» (Россия, Томск, 2013); I международной (IV- всероссийской) научно-практической конференции «Электропривод, электротехнологии и электрооборудование предприятий» (Башкортостан, Уфа, 2013); IX международной научно-технической конференции «Повышение эффективности эксплуатации коллекторных электромеханических преобразователей энергии» (Россия, Омск, 2013); VII международной научно-технической конференции «Современные проблемы машиностроения» (Россия, Томск, 2013); III международной конференции «Актуальные проблемы энергосберегающих электротехнологий» (Россия, Екатеринбург, 2014); II, III, IV международной научно-практической конференции «Актуальные про-

блемы в машиностроении» (Россия, Новосибирск, 2014, 2015, 2016, 2017); Th 17rd, Th 18rd International Conference of Young Specialists on Micro/Nanotechnologies and Electron Devices – EDM–2016, EDM–2017 (Russia, Altai, Erlagol, 2016, 2017); VIII международной научно-практической конференции «Инновации в машиностроении» (Россия, Новосибирск, 2017).

Публикации. Общее количество публикаций по теме диссертационного исследования – 90, из которых 37 входят в перечень ведущих рецензируемых журналов и изданий, утвержденных ВАК РФ для докторских диссертаций, 8 патентов на изобретения, 1 патент на полезную модель, 9 статей в журналах и материалах конференций, входящих в международные базы SCOPUS и Web of Science, 35 публикаций в прочих изданиях.

Структура и объем работы. Диссертационная работа изложена на 400 страницах машинописного текста и состоит из введения, шести глав, заключения, 4 приложений, 220 рисунков, 12 таблиц, списка использованных источников, который содержит 244 наименования.

Соответствие паспорту специальности. Исследования, проводимые в рамках диссертационной работы, соответствуют области исследования, приведенной в паспорте специальности 05.09.01 – Электромеханика и электрические аппараты, а именно:

- анализ и исследование физических явлений, лежащих в основе электромеханических преобразователей энергии и электрических аппаратов;
- разработка научных основ создания и совершенствования электрических, электромеханических преобразователей и электрических аппаратов;
- разработка методов анализа и синтеза преобразователей электрической и механической энергии;
- разработка подходов, методов, алгоритмов и программ, обеспечивающих проектирование, надежность, контроль и диагностику функционирования электрических, электромеханических преобразователей и электрических аппаратов в процессе эксплуатации, в составе рабочих комплексов.

Глава 1 СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ И МЕТОДОЛОГИЯ ПОСТРОЕНИЯ ЦИКЛИЧНЫХ СИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ МАШИН УДАРНОГО ДЕЙСТВИЯ (СЭМУД)

1.1 Возможности практического применения линейных электромагнитных двигателей (ЛЭМД) в приводе циклических синхронных машин ударного действия

Механизация многих технологических процессов осуществляется благодаря использованию циклических машин возвратно-поступательного движения, в том числе виброударного действия [1–10]. Назначением любого виброударного механизма является генерация силовых импульсов в рабочем теле (инструменте), взаимодействующим с деформируемой средой. Процесс генерации ударных импульсов сил осуществляется в результате возвратно-поступательного движения ударной массы бойка, периодически взаимодействующего с рабочим телом.

При широкой электрификации выгодно отличаются от остальных схемы электрических виброударных машин и механизмов, использующие доступный энергоноситель – электричество.

Способы организации возвратно-поступательного движения ударной массы бойка в этих машинах поддерживаются различной совокупностью взаимосвязанных устройств, используемых для преобразования движения [11–18].

Для улучшения массогабаритных показателей, надежности, простоты эксплуатации всей системы естественным стремлением с позиций наибольшей эффективности: «... является стремление построить такую схему виброударного механизма, в которой для организации периодического движения ударной массы число промежуточных устройств было бы минимальным. Это условие удастся реализовать в схеме электромагнитного виброударного механизма ...» [19].

К настоящему времени наука и практика выявила большую эффективность интенсификации ряда технологических процессов при импульсных воздействиях за счет использования для этих целей виброударных электромагнитных машин и механизмов [13, 14, 16–37].

Для любой схемы электромагнитной виброударной машины или механизма основную энергетическую функцию преобразования электрической энергии источника

в механическую работу выполняет линейный электромагнитный двигатель (ЛЭМД) [18–23, 30, 32, 33, 38–41].

Целесообразность применения ЛЭМД в машинах, использующих энергию удара для совершения полезной работы, заключается в большей их пригодности для привода машин виброударного действия, а также в их идеальности, с точки зрения совпадения параметров движения двигателя и рабочего органа [34, 41].

В случае если первичным источником электрической энергии выступает промышленная сеть, которая одновременно является синхронизирующим источником сигналов системы питания, то полагают, что режим работы ЛЭМД синхронный, а частота колебаний бойка (якоря) равна частоте сети или кратна ей [40].

В курсе электротехники, в разделе синхронные машины, под словом «синхронный» понимается как «одновременный». «Синхронными называются электрические машины переменного тока, у которых частота вращения ротора находится в строго постоянном соотношении с частотой электрической сети, к которой они подключены [42].

Основоположник создания и развития общей теории машин возвратно-поступательного движения проф. А.И. Москвитин при перечислении принципов построения линейных электрических двигателей, в том числе электромагнитных, указывал: «Из машин возвратно-поступательного движения практическое применение получили, главным образом, синхронные машины, в которых якорь колеблется с частотой, равной или кратной частоте сети» [43]. Далее автор подчеркивал, что синхронные машины почти всегда выполняются однофазными, без обмотки на движущейся части. Общим во всех машинах является то, что полезная мощность их создается за счет изменения индуктивности при движении якоря с синхронной частотой питающего тока или других кратных частотах.

Таким образом, с позиции «машинной» терминологии любая циклическая электрическая импульсная система, содержащая в своем составе ЛЭМД с частотой колебаний бойка (якоря), равной или кратной частоте промышленной сети, которая одновременно является синхронизирующим источником сигнала питания, может быть классифицирована, как синхронная электромагнитная машина ударного действия или сокращенно СЭМУД.

В механической части СЭМУД, как правило, могут присутствовать вспомога-

льные преобразовательные звенья. Прежде всего, этим звеном являются устройства, выполняющие остановку и реверс бойка при обратном ходе, и звеном виброзащиты, позволяющим при необходимости исключить основной источник вибрации [41].

Устройства остановки и реверса бойка выбираются из условия минимальных потерь энергии, которые обусловлены многократными взаимными преобразованиями кинетической энергии в потенциальную и обратно. При исключении основного источника вибрации руководствуются только требованиями, удовлетворяющими вибробезопасности.

В совокупности приводная часть СЭМУД, устройства для передачи механической энергии бойка, его остановки и реверса, а также устройства, понижающие уровень вибраций, образуют электромагнитный ударный узел.

В процессе эволюции электромагнитных машин были созданы разнообразные структурные разновидности приводных устройств на основе СЭМУД, отличающиеся различными способами реализации возвратно-поступательного движения ударной массы бойка, а также конструкторско-технологическими решениями, повышающими их надежность и улучшающими эксплуатационные характеристики. Наиболее широкое применение СЭМУД получили в приводе ручных машин ударного действия [8, 11, 13, 21, 22, 25, 26, 43–45].

Первые ручные ударные машины конструкции «Bewi» были выпущены в 1929 г. [40]. В качестве приводного устройства применялась однокатушечная СЭМУД, работающая без выпрямителей от сети переменного тока. Ударный узел СЭМУД содержит (рисунок 1.1) катушку 1, магнитопровод 2, боек 3, предварительно поджатую цилиндрическую пружину 4, стыковочное устройство 5 для передачи механической энергии рабочему инструменту 6. При больших мгновенных значениях импульса тока электромагнитные силы катушки втягивают боек, преодолевая усилие пружины. При уменьшении тока и переходе его через нуль, боек под действием сил пружины совершает рабочий ход и наносит удар по инструменту. За один период переменного тока боек наносит два удара по рабочему инструменту, что соответствует 6000 уд/мин. Из-за низкого КПД и большого перегрева практического применения СЭМУД не получила.

Широкое использование СЭМУД получили с развитием выпрямительных устройств, в том числе полупроводниковых. Ручные ударные машины с двумя катушка-

ми, питаемыми пульсирующим током, являются наиболее востребованными типами приводных двигателей с конца 40-х годов прошлого столетия. Несомненным лидером среди большого многообразия виброударных машин следует признать электромагнитный молоток «Sintron» фирмы «National Electric MfgC^o», который выпускался в США большими сериями четырех типоразмеров от 0,25 до 1 кВт [43, 44]. В качестве приводного устройства применялась двухкатушечная СЭМУД (рисунок 1.2). Движение бойка 1 происходит внутри направляющей трубы 2, выполненной из немагнитного материала. Катушки прямого 3 и обратного 4 хода заключены в общий магнитопровод 5 и независимо получают питание от промышленной сети по однополупериодной схеме выпрямления. Из сети используются обе полуволны напряжения. За счет применения упругого звена в виде цилиндрической пружины 6 боек 1 выполняет реверс и получает дополнительное ускорение при движении в направлении рабочего инструмента 7.

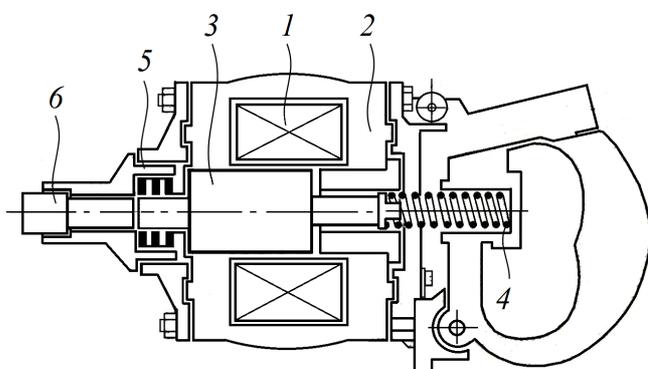


Рисунок 1.1 – Ручная синхронная электромагнитная машина «Bewi»

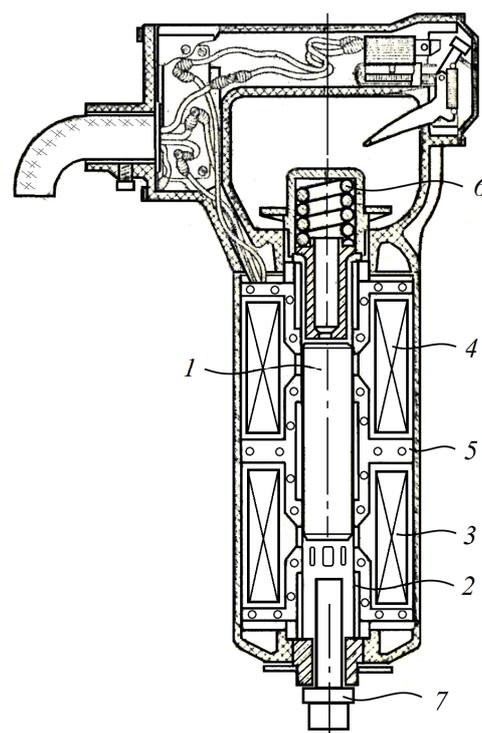


Рисунок 1.2 – Ручная синхронная электромагнитная машина «Sintron»

Для уменьшения влияния вибрации при работе на концевых упорах приводной части СЭМУД установлены стальные пружинящие пластины. Частота ударов равна частоте сети и составляет 3000 уд/мин. Значение КПД на тот период достигало рекордных значений – 32%. По схеме «Sintron» выполнялись и другие электромагнит-

ные машины известных производителей: «Millers-Fols» (ФРГ), «ЕК1-М» (Чехословакия) [44]. Машины применялись для высечения отверстий, клепки, чеканки, трамбовки, выполнения художественных работ по камню, использовались как вибраторы и т.д.

В СССР на данный период ЛЭМД в составе СЭМУД промышленного применения не получил. Здесь определенный интерес вызывала конструкция синхронного резонансного электромагнитного молотка системы А.И. Москвитина, доведенная только до промышленного образца [43]. Общий вид резонансного молотка, используемого в качестве приводного устройства ударного узла СЭМУД, представлен на рисунке 1.3. Основу СЭМУД составляет ЛЭМД с поперечным магнитным потоком и состоит из двух параллельных и симметричных катушек 1, заключенных в магнитопровод 2. Отличительной особенностью конструкции является то, что боек 3 разделен диамагнитными звеньями 4, а магнитный поток проходит поперек бойка. Боек совершает возвратно-поступательные движения внутри скользящих втулок 5, 6. Цилиндрическая пружина 7 ограничивает обратный ход бойка. Катушки имеют прямое подключение к сети, без применения выпрямителей. При протекании тока по катушкам боек стремится занять положение магнитного равновесия. Резонанс наступает при совпадении механической частоты колебаний бойка с частотой потока (питающего тока).

Стремление повысить отношение полезной мощности к весу электромагнитной машины привело к созданию схем питания СЭМУД, обеспечивающих использование одних и тех же катушек для прямого и обратного хода, что позволило реализовать принцип свободного выбега бойка в период бестоковой паузы. На принципе свободного выбега бойка при использовании однокатушечных СЭМУД прошли заводские испытания молотки «МС–16М», «МС–18/36», «МС–19/36», «МС–20/36» («Дятел-2») и т.д. и рекомендованы для серийного производства [44, 45]. Саратовским заводом «Электродеталь» впервые в СССР в 1963 г. была выпущена промышленная партия универсального электромагнитного молотка «Дятел-2» для выполнения монтажных, строительных работ и в технологических процессах предприятий машиностроения. Принципиальная схема электромагнитного молотка «МС–18/36», использующая в качестве приводного устройства однокатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка, представлена на рисунке 1.4 [45]. Ударный узел однокатушечной СЭМУД состоит из катушки 1, магнитопровода 2, помещенного в корпус 3, бойка 4 и упругого звена 5 (пружины). Для снижения вибраций используется упругое звено 6.

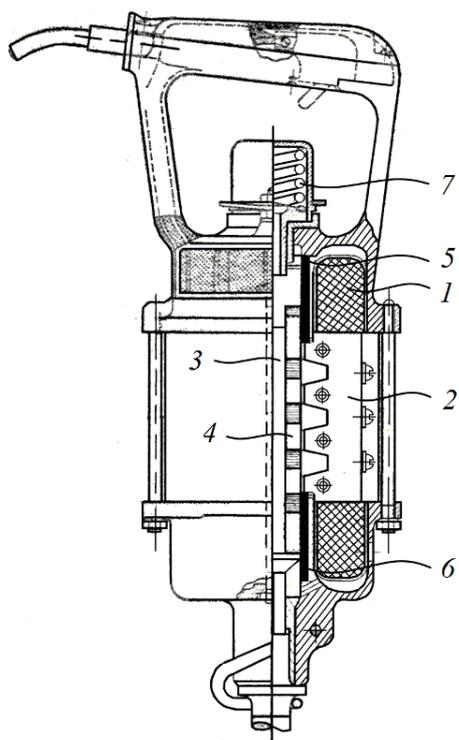


Рисунок 1.3 – Резонансный электромагнитный молоток системы проф. А.И. Москвитина

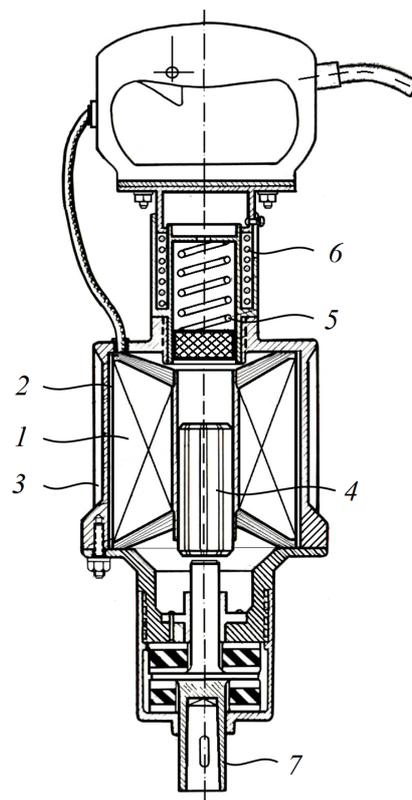


Рисунок 1.4 – Ручная синхронная электромагнитная машина «МС-18/36»

Катушка получает питание по однополупериодной схеме выпрямления. Рабочий процесс СЭМУД рассчитывается так, что при подходе бойка 4 к положению магнитного равновесия (среднее положение) протекание тока в катушке 1 прекращается, и боек 4 по инерции продолжает движение в направлении рабочего инструмента 7 в период бестоковой паузы. Рабочий ход бойка в направлении рабочего инструмента осуществляется под действием электромагнитных сил катушки и сил упругого звена, аккумулирующего кинетическую энергию бойка при обратном ходе. Частота ударов бойка определяется частотой тока и при частоте 50 Гц равна 1500 уд/мин.

На принципе свободного выбега бойка был создан мощный ударный узел на основе СЭМУД с энергией удара 40 Дж и частотой 25 с^{-1} (1500 уд/мин.), предназначенный для выполнения клепальных работ по металлу [46]. Применение СЭМУД значительно повысило эксплуатационные характеристики подобного оборудования [44].

Основу ударного узла составляет ЛЭМД со свободным выбегом бойка (рисунок 1.5), в котором боек 1, связанный с корпусом 2 с помощью упругой связи 3, совершает возвратно-поступательные перемещения вдоль направляющего стержня 4 под действием электромагнитных сил катушки 5, заключенной в составной магнитопровод,

состоящий из переднего 6, заднего 7 полюсов и ярма 8. Импульс силы в деформируемую среду передается через шпindel 9 для крепления инструмента. Рабочий процесс СЭМУД аналогичен процессу машины на рисунке 1.4.

На основании работ, выполненных в ТПИ (г. Томск) и ИГД СО АН СССР под руководством Н.П. Ряшенцева совместно с заводом «Электродеталь» (г. Саратов), был разработан электромагнитобур СЦ-2 (1966 г.), предназначенный для бурения ударно-вращательным способом отверстий в бетоне [40]. Электромагнитный ударный узел СЦ-2 (рисунок 1.6) содержит двухкатушечную СЭМУД, включающую катушки прямого 1 и обратного 2 хода, магнитопровод 3 и боек 4, который наносит удары по хвостовику патрона 5 для установки инструмента. Остановка и реверс бойка выполняются с помощью упругого звена 6. Катушки получают питание от сети переменного тока по однополупериодной схеме выпрямления.

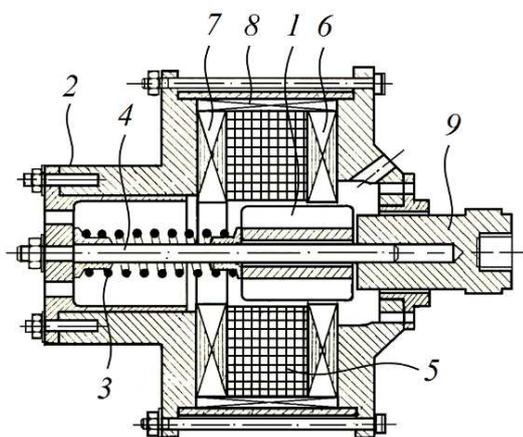


Рисунок 1.5 – Мощный ударный узел на основе СЭМУД

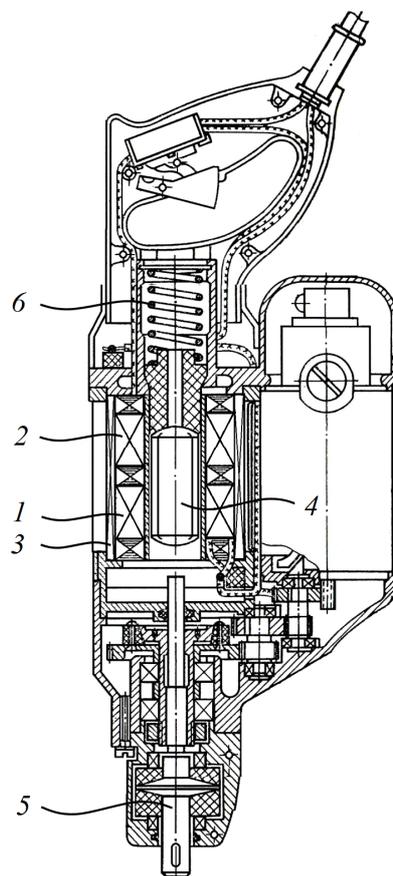


Рисунок 1.6 – Электромагнитная синхронная ударная машина СЦ-2

Рабочий процесс аналогичен процессу СЭМУД на рисунке 1.2. Выбор параметров ударного узла с целью настройки на оптимальный режим позволили повысить удельные энергетические характеристики и снизить вес машины по сравнению с весом машины «Sintron».

Дальнейшим развитием работ ИГД СО АН СССР совместно с ВНИИСМИ (г. Москва) стали электромагнитные молотки ИЭ-4207 и ИЭ-4210 с энергией удара соответственно 4,0 и 6,3 Дж [11, 13, 40]. Серийный выпуск машин производился латвийским заводом «Электроинструмент» (г. Даугавпилс) с 1972 г., а также перфоратора ИЭ-4709 и пришедшего ему на смену ИЭ-4724, выпуск которого после выхода из состава союзных республик (1991 г.) продолжался уже переименованной производственной фирмой «DauER» Латвийской республики более двух десятилетий. Все машины объединял один и тот же принцип работы приводного устройства ударного узла. Принципиальная схема машины ИЭ-4210, в которой в качестве приводного устройства использовалась двухкатушечная СЭМУД с инерционным преобразователем, представлена на рисунке 1.7 [40]. Ударный узел СЭМУД состоит из бойка 1, который совершает возвратно-поступательные перемещения в направляющей трубе 2 под действием электромагнитных сил катушки прямого 3 и обратного 4 хода, нанося удары по хвостовику рабочего инструмента 5 и массивному инерционному преобразователю 6, выполняющего его остановку и реверс. Рабочий процесс СЭМУД аналогичен процессу на рисунке 1.6. Катушки получают питание по однополупериодной схеме выпрямления, что позволяет обеспечить частоту ударов бойка 50 с^{-1} (3000 уд/мин). Отличие заключается только в том, что для импульсного преобразования энергии обратного хода бойка применен массивный инерционный буфер, повышающий эксплуатационные характеристики ударного узла СЭМУД.

Также имеется положительный опыт применения ударных узлов СЭМУД для генераторов силовых импульсов при бурении горных пород. Принципиальная схема генератора силовых импульсов УЭМО-02, основу для которого составляет двухкатушечная СЭМУД, приведена на рисунке 1.8 [35]. Для обеспечения длительного режима работы применена система принудительного жидкостного охлаждения катушек. Ударный узел СЭМУД состоит из двух катушек прямого 1 и обратного 2 хода, образующих магнитопровод полюсов 3, 4, ярма 5, бойка 6, перемещающегося по направляющему стержню 7 и периодически взаимодействующего с упругим возвратным звеном 8 и переходником крепления инструмента 9. Питание УЭМО-02 осуществляется от сети переменного тока при помощи двух вентилях, включенных последовательно с катушками, что обеспечивает частоту ударов 50 с^{-1} (3000 уд/мин.). Рабочий процесс машины полностью повторяет рабочий процесс СЭМУД на рисунке 1.6.

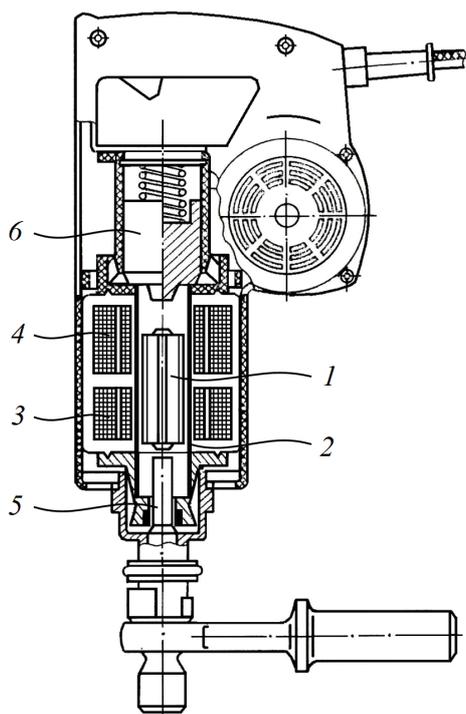


Рисунок 1.7 – Электромагнитная синхронная ударная машина ИЭ-4210

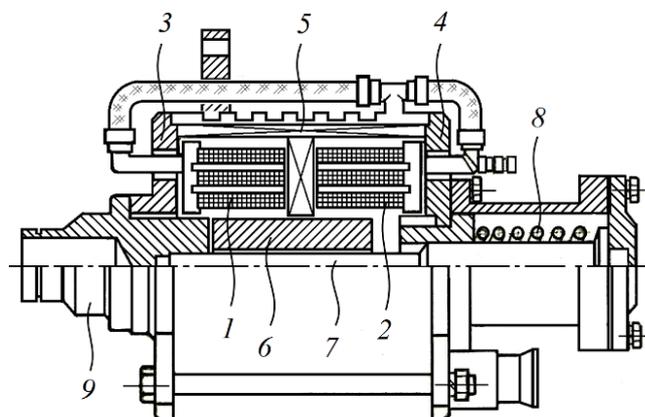


Рисунок 1.8 – Синхронный генератор силовых импульсов УЭМО-02

Технические показатели ранее созданных электромагнитных машин на основе СЭМУД приведены в таблице 1.1. Анализ основных показателей показывает, что диапазон изменения по энергии удара составляет (0,7...40) Дж, а по ударной мощности (35...1000) Вт. Удельные значения этих показателей по энергии удара и ударной мощности, отнесенные к массе ударного узла, имеют следующие диапазоны (0,25...1,6) Дж/кг и (12,5...56,3) Вт/кг, соответственно. Более высокими значениями показателей обладают машины с принудительной системой охлаждения [47, 48]. Коэффициент полезного действия (КПД), характеризующий эффективность процесса энергопреобразования, для основной массы СЭМУД колеблется в диапазоне значений 28...45%, т.е. не превышает 50%.

В связи с естественными процессами, произошедшими в экономике России с конца прошлого столетия, сокращениями числа предприятий, разрушением связей с союзными республиками, а также проникновением на внутренний рынок более дешевых альтернативных машин и оборудования зарубежных производителей [13], более дешевого китайского производства, привело к потере интереса к отечественным разработкам ударных машин и устройств на основе СЭМУД.

Таблица 1.1 – Технические показатели СЭМУД с ЛЭМД

№	Тип или индекс машины	Энергия удара, Дж	Частота ударов, уд/мин	Ударная мощность, Вт	Потребляемая мощность машины, Вт	Потребляемая мощность ударного узла Вт	К.п.д., %	Масса всей машины, кг	Масса ударного узла, кг	Удельная энергия удара, Дж/кг	Удельная ударная мощность, Вт/кг	Страна производитель, фирма, предприятие изготовитель
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1.	Sintron 22-S	5,0	3000	250	1000	780	32	10,0	6,7	0,75	37,3	США, Sintron
2.	Резонансный, А.И. Москвитина	1,5	3000	75	250	250	30	6,7	6,0	0,25	12,5	СССР
3.	МС-16	4,0	1500	100	220	220	45	5,5	5,0	0,8	20,0	СССР, ТПИ
4.	МС-17/36А	3,5	1500	87,5	260	260	34	4,0	3,5	1,0	25,0	СССР, ТПИ
5.	МС-18/36	4,0	1500	100	260	260	38	5,5	5,0	0,8	20,0	СССР, ТПИ
6.	Дятел-2	3,0	1500	75	220	220	34	4,0	3,5	0,86	21,5	СССР, ТПИ
7.	Дятел-3	3,0	1500	75	240	240	30	3,0	2,5	1,2	30,0	СССР, ТПИ
8.	МС-20	10	1500	250	700	700	36	10,5	10,0	1,0	25,0	СССР, ТПИ
9.	УВМ-5	4,0	1500	100	440	320	32	5,0	2,8	1,4	35,7	СССР, ТПИ, п/я , г. Москва

Продолжение таблицы 1.1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
10.	УВМ-6	6,0	3000	300	980	860	35	6,0	3,8	1,6	79,0	СССР, ТПИ, «Электродеталь» г. Саратов
11.	СЦ-2	4,0	3000	200	580	700	35	8,7	3,8	1,1	52,6	СССР, ИГД СО РАН СССР, «Электродеталь» г. Саратов
12.	УЭ-1	40,0	1500	1000	2600	2600	38	47,0	47,0	0,85	21,0	СССР, ТПИ
13.	ИЭ-4207	4,5	3000	225	640	600	37	6,9	4,4	1,0	51,1	ИГД СО АН СССР, ВНИИСМИ г. Москва, «Электроинструмент» г. Даугавпилс
14.	ИЭ-4210	6,3	3000	315	740	700	45	8,1	5,6	1,13	56,3	СССР, ИГД СО РАН СССР ВНИИСМИ, г. Москва «Электроинструмент»
15.	ИЭ-4709	2,5	3000	125	600	400	31	6,0	3,2	0,78	40,0	СССР, ИГД СО РАН СССР ВНИИСМИ, г. Москва «Электроинструмент»
16.	ИЭ-4724	2,5	3000	125	600	400	31	5,5	2,7	0,93	46,3	СССР, ИГД СО РАН СССР ВНИИСМИ, г. Москва «Электроинструмент»
17.	ИЭ-4720	1,0	3000	50		180	28	2,7	1,2	0,83	41,7	СССР, ИГД СО РАН СССР ВНИИСМИ, г. Москва «Электроинструмент»
18.	ИЭ-4219	0,7	3000	35	125	125	28	1,2	1,2	0,58	29,2	Россия, ИГД СО РАН, ТЭМЗ г. Томск
19.	ТТ-312Б	1,0	3000	150	750	635	28	35	1,6	1,0	50,0	Россия, ИГД СО РАН, ПО «Север», г. Новосибирск

ТПИ – Томский политехнический институт; ИГД – Институт горного дела; ВНИИСМИ – Институт механизированного инструмента; ТЭМЗ – Томский электромеханический завод

Развитие импортозамещения в экономике России, обусловленные введением санкций против нашей страны и российскими ответными мерами, вселяют оптимистические надежды в возможности реализации стратегии ускоренного подъема отечественного производства и восстановления утраченных позиций, в том числе при производстве машин и устройств на основе СЭМУД [49, 50].

Более чем полувековая история активного использования непосредственного привода на основе СЭМУД является доказательством его эффективности и востребованности в различных отраслях народного хозяйства.

Современные исследования и разработки СЭМУД ориентированы сегодня на их многофункциональное применение, выходящее за рамки областей использования ручного ударного электроинструмента.

Исследования, прежде всего, ориентированны на выявление связей между рациональной структурой ударного узла СЭМУД и способами реализации возвратно-поступательного движения ударной массы бойка; совершенствование динамических моделей и инженерных методов расчета; улучшение эксплуатационных характеристик машин, способствующих повышению производительности и условий труда, безопасности эксплуатации, увеличению энергии удара, улучшению электромагнитной совместимости при питании от промышленных источников электроэнергии и т.п.

Результаты теоретических исследований диссертации представлены в работе в виде положений, отражающих их научную новизну. Разработка на уровне изобретений новых структур СЭМУД и реализация способов управления ими в рабочем цикле выполнялись при непосредственном участии автора. В основе разработок использовались ранее известные решения, которые применялись в качестве прототипов.

Первая группа технических решений направлена на улучшение эксплуатационных характеристик СЭМУД, таких как, повышение их надежности и производительности.

В варианте схемы двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка на рисунке 1.9 решение обозначенной в [51, 52] проблемы направлено на повышение надежности за счет предохранения узлов электромагнитной машины от динамических перегрузок, вызванных усилением вибрации на корпус промежуточным инерционным звеном вследствие вынужденных отключений или отклонений от рабочего режима, нарушающих цикличность работы.

Для решения данной проблемы между инерционным преобразователем 8 и бойком 5 устанавливается дополнительное упругое звено 9, взаимодействующее через упорную поверхность с инерционным преобразователем 8.

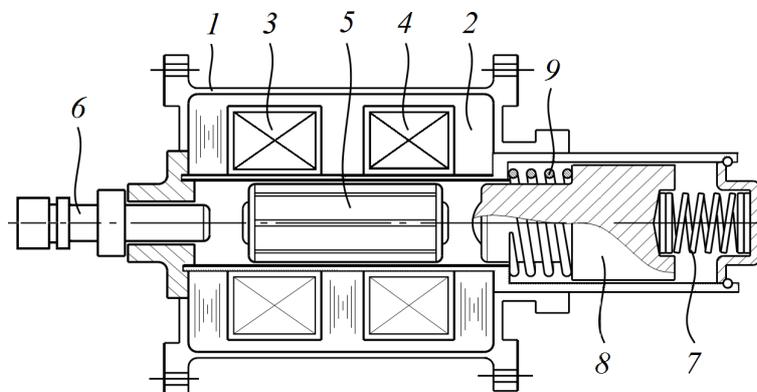


Рисунок 1.9 – Вариант СЭМУД, патент № 2496214:

- 1 – корпус; 2 – магнитопровод; 3, 4 – катушки прямого и обратного хода; 5 – боек;
6 – рабочий инструмент; 7 – упругое звено; 8 – инерционный преобразователь;
9 – дополнительное упругое звено

В другом варианте двухкатушечной СЭМУД с безынерционным реверсом бойка на рисунке 1.10 проблема повышения производительности и надежности ударного узла при обработке материала различной степени твердости или при потере контакта рабочего инструмента с деформируемой средой решается за счет искусственного поддержания режима вынужденных колебаний механической системы [53, 54].

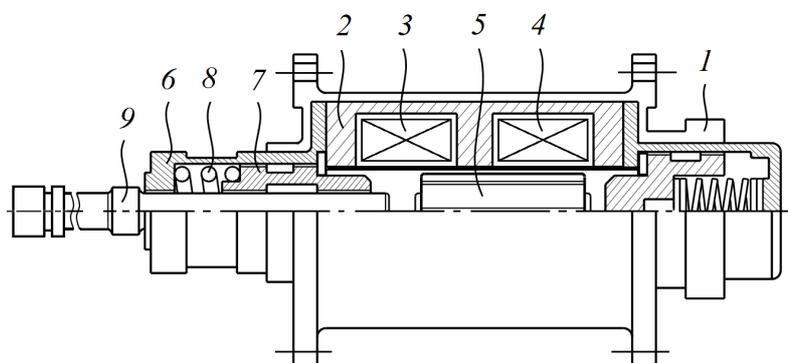


Рисунок 1.10 – Вариант СЭМУД, патент № 2496215:

- 1 – корпус; 2 – магнитопровод; 3, 4 – катушки прямого и обратного хода; 5 – боек;
6 – устройство крепления инструмента; 7 – подвижный сердечник; 8 – упругое звено;
9 – рабочий инструмент

Решением указанной проблемы является установка подпружиненного сердечника 7 с возможностью осевого перемещения в случае контакта с бойком 5 внутри полого цилиндра устройства крепления инструмента 6. При временной потере контакта рабочего инструмента 9 с деформируемой средой функции среды принимает на себя демпфирующий сердечник 7, что предохраняет от динамических воздействий элементы конструкции ударного узла и повышает его надежность, а также поддерживает требуемый режим вынужденных колебаний механической системы, что повышает производительность машины.

В следующем варианте схемы однокатушечной СЭМУД с безынерционным упругим возвратом бойка, на рисунке 1.11, проблема повышения надежности работы за счет снижения вибраций решается тем, что в образованной полости между направляющими поверхностями втулки 6 и буфера 7 установлено упругое звено 8 [55]. Данное решение позволяет гасить кинетическую энергию возврата бойка 3 при взаимодействии с буфером 7 и использовать эту энергию в следующем рабочем цикле, а также позволяет снизить вибрации на корпус и повысить надежность ударного узла.

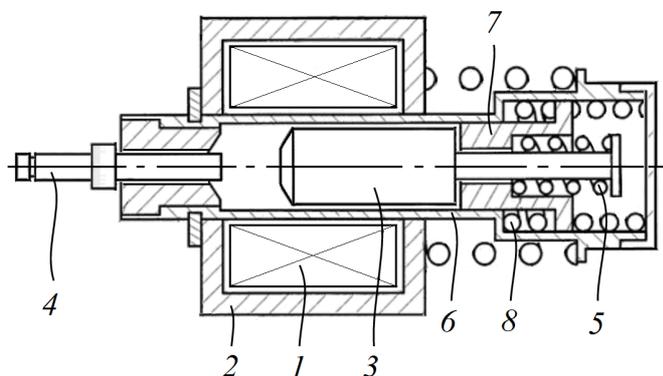


Рисунок 1.11 – Вариант СЭМУД, патент № 111799:

1 – катушка; 2 – магнитопровод; 3 – боек; 4 – рабочий инструмент;
5 – возвратная пружина; 6 – направляющая втулка; 7 – буфер; 8 – упругое звено

Вторая группа технических решений направлена на повышение энергетических показателей СЭМУД, а также улучшение электромагнитной совместимости при питании от промышленных источников электроэнергии.

Для варианта схемы двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка на рисунке 1.12 решение задачи точной настройки на оптимальный режим и повышение КПД ударного узла обеспечивается независимой регулировкой положений секций

статора 2, 3 при прямом и обратном ходе бойка 1, которая предусматривает сохранение положения одной секции относительно упоров, и изменения положения другой секции относительно первой с помощью разной толщины съемных колец 5 и 6 [56]. Это позволяет точно синхронизировать по времени длительность протекания тока в катушках со временем движения бойка под действием электромагнитных сил этих катушек.

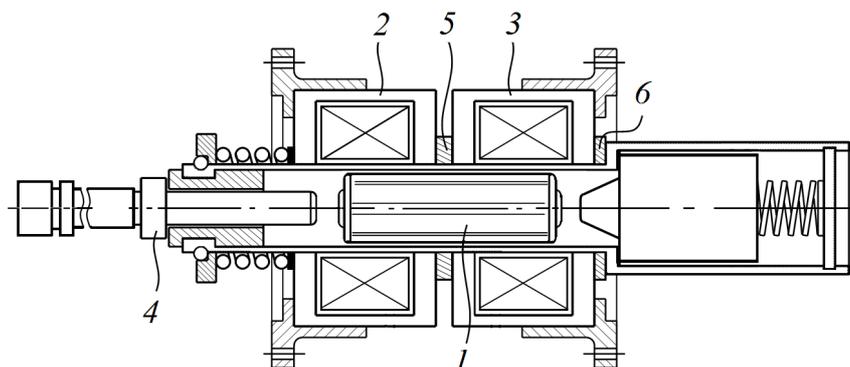


Рисунок 1.12 – Вариант СЭМУД, патент № 2508980:
1 – боек; 2, 3 – секции статора; 4 – рабочий инструмент;
5, 6 – регулировочные съемные кольца

Решением проблемы повышения КПД ударного узла в однокатушечном варианте СЭМУД с безынерционным возвратом бойка на рисунке 1.13 следует рассматривать уменьшение массы промежуточного звена за счет отдельного выполнения хвостовика инструмента 4 и направляющей 5, относительно которой полый боек 3 совершает возвратно-поступательные движения под действием электромагнитной силы катушки 1 [57].

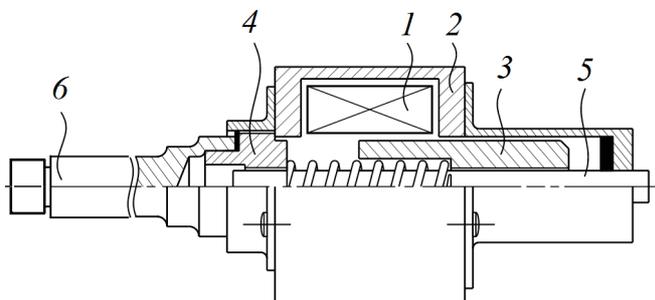


Рисунок 1.13 – Вариант СЭМУД, патент № 2502855:
1 – катушка; 2 – магнитопровод; 3 – боек; 4 – хвостовик;
5 – направляющая; 6 – рабочий инструмент

Уменьшение массы промежуточного звена при передаче энергии ударом позволяет повысить силу ударного воздействия, а использование внутренней полости бойка для движения по направляющей позволяет уменьшить силы трения за счет уменьшения площади сцепления соприкасающихся поверхностей, что в совокупности увеличивает КПД СЭМУД.

В двухкатушечном варианте СЭМУД на рисунке 1.14 решение проблемы повышения энергии удара достигается установкой дополнительной катушки и ударника с возможностью взаимодействия с рабочим ударником (бойком) [58, 59]. Применение катушки 4 и ударника 5 повышают начальную скорость рабочего ударника (бойка) 1 при энергообмене ударом и энергию удара при взаимодействии с рабочим инструментом 6. Вариант конструктивной схемы (рисунок 1.14) может быть квалифицирован, как двухкатушечная СЭМУД с активным реверсом бойка.

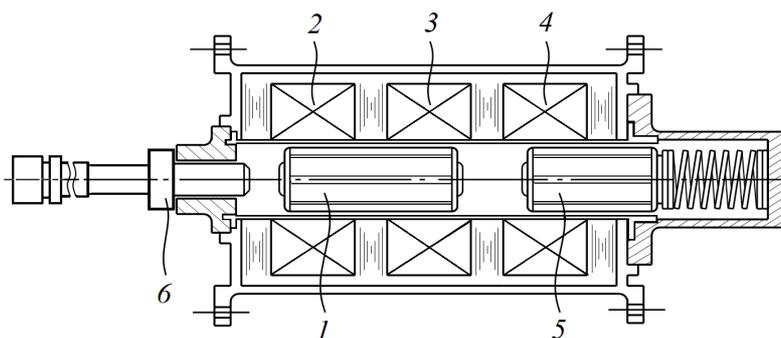


Рисунок 1.14 – Вариант СЭМУД, патент № 2491701:

1 – рабочий ударник (боек); 2, 3 – катушки прямого и обратного хода;
4 – катушка; 5 – дополнительный ударник; 6 – рабочий инструмент

В следующем варианте двухкатушечной СЭМУД на рисунке 1.15 увеличение энергии удара достигается за счет применения нового рабочего цикла и способа управления, обеспечивающих ускорение бойка электромагнитными силами в прямом и обратном направлении с выбегом бойка 1 в катушках прямого 2 и обратного 3 хода в период бестоковой паузы [60].

Рабочий цикл осуществляется за время трех периодов питающего напряжения промышленного источника, что также позволяет снизить величину тока и уменьшить влияние работы СЭМУД на питающую сеть.

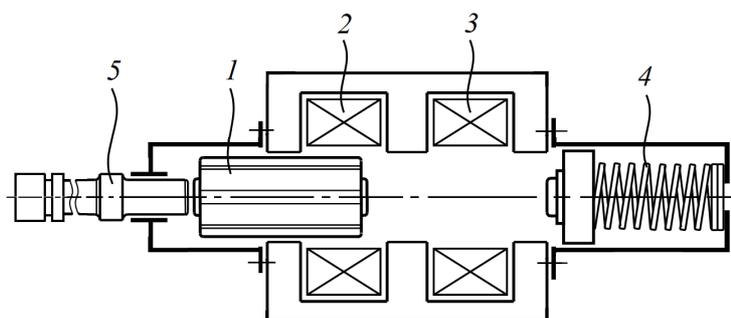


Рисунок 1.15 – Вариант СЭМУД, патент № 2486656:

1 – боек; *2, 3* – катушки прямого и обратного хода; *4* – упругое звено;
5 – рабочий инструмент

Проблема увеличения энергии удара и ударной мощности в варианте схемы двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка на рисунке 1.16 решается за счет использования нового рабочего цикла и реализованного на его основе способа управления [61].

В заявленном способе управления применение нового рабочего цикла обеспечивает разгон бойка *1* электромагнитными силами катушки прямого хода *2* в одном направлении, а катушкой обратного хода *3* в двух направлениях.

Применение нового рабочего цикла обеспечивает уменьшение влияния работы ударного узла на питающую сеть за счет ожидаемого снижения амплитуды тока.

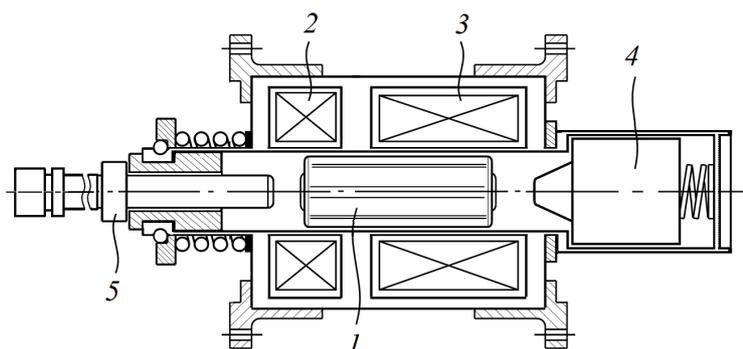


Рисунок 1.16 – Вариант СЭМУД, патент № 2472243:

1 – боек; *2, 3* – катушки прямого и обратного хода; *4* – инерционный преобразователь;
5 – рабочий инструмент

Следует понимать, что рассмотренные на рисунках 1.9 – 1.16 варианты конструктивных схемных решений СЭМУД, направленные на повышение их надежности,

производительности, увеличение энергетических показателей и т.д., до конца не исчерпывают всего их многообразия и технического совершенства, однако могут являться хорошим основанием для проведения НИОКР и улучшения характеристик существующего оборудования.

1.2 Структурный анализ вариантов схем СЭМУД

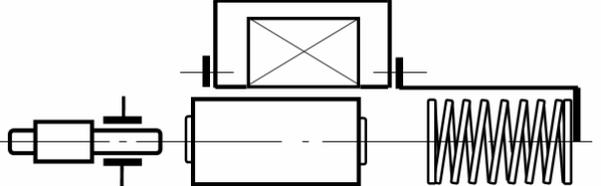
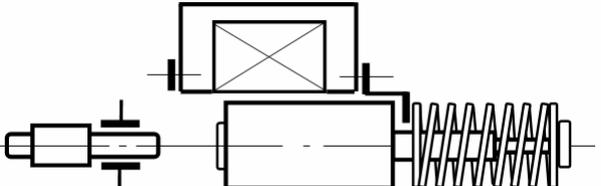
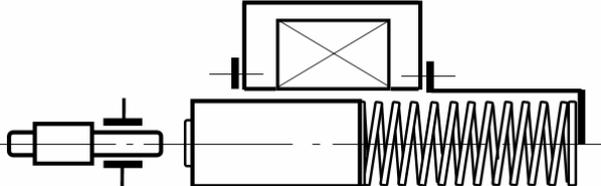
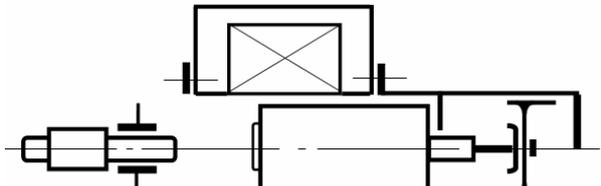
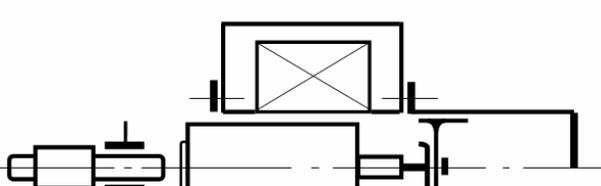
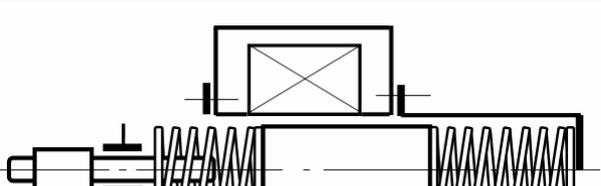
Физика процесса преобразования электрической энергии в механическую работу в циклических электромагнитных машинах определяется в равной мере совокупностью параметров электрической, магнитной и механической подсистем. При этом одни и те же выходные характеристики СЭМУД могут быть получены при различных конструктивных вариантах их исполнения [62].

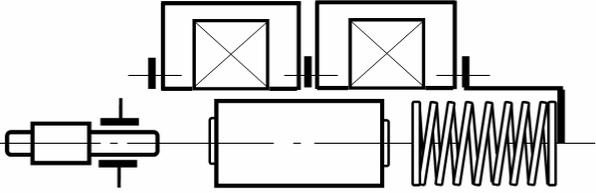
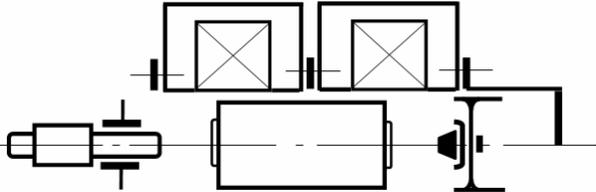
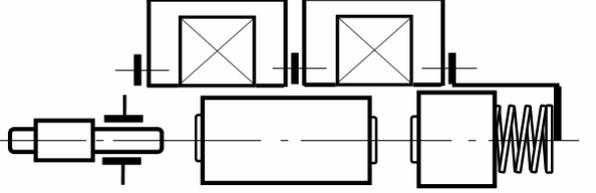
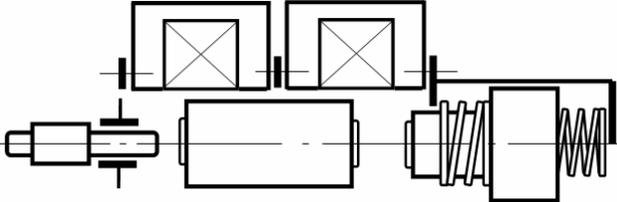
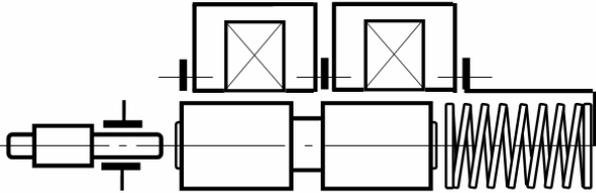
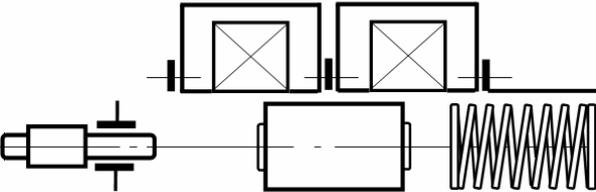
К сожалению, оценить рациональность по способу получения возвратно-поступательного движения ударной массы только на основе анализа выходных характеристик или на основе детального анализа конструктивных вариантов схем ввиду их большого разнообразия не представляется возможным. Имеющиеся различия в конструкциях СЭМУД всегда ставили перед разработчиком сложную проблему, связанную с выбором конструктивного варианта ее исполнения.

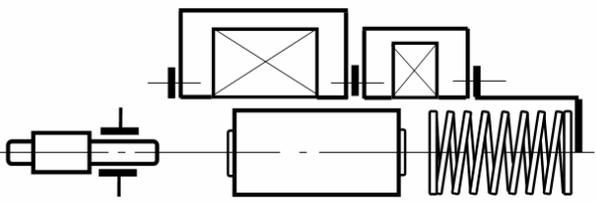
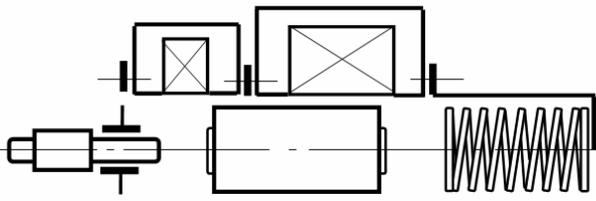
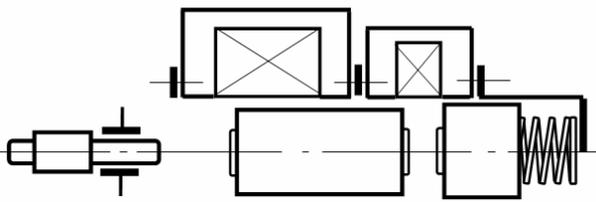
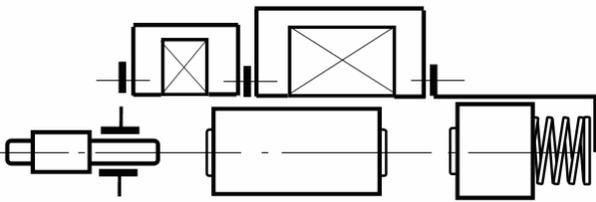
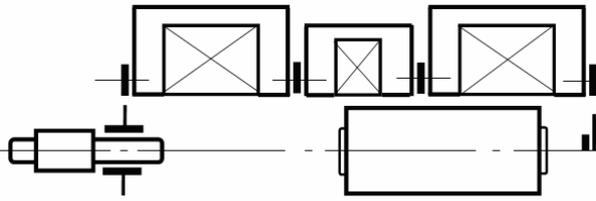
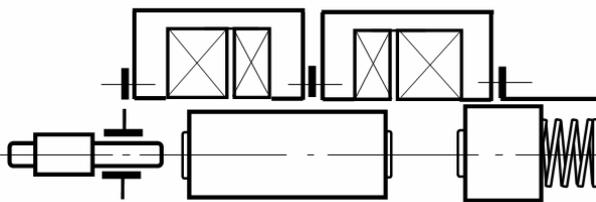
Накопленный опыт эксплуатации циклических электромагнитных машин свидетельствует о многообразии вариантов исполнения по способу организации возвратно-поступательного движения ударной массы бойка. Сложившаяся за последние десятилетия тенденция преимущественного применения вариантов СЭМУД с элементами магнитной и механической подсистемы приведена в таблице 1.2 (рисунки 1.17 – 1.37) [63–65]. Дадим краткую характеристику каждого из представленных вариантов схем СЭМУД.

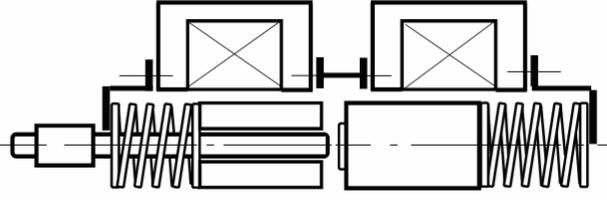
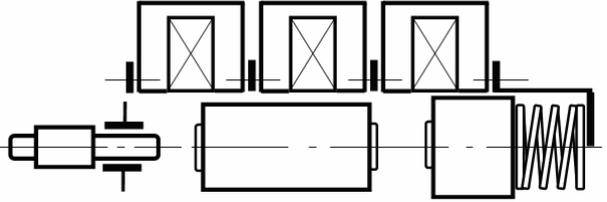
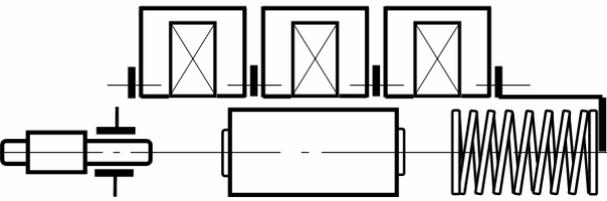
В варианте схемы на рисунке 1.17 синхронизация движения бойка с напряжением, подаваемым на катушку электромагнитного двигателя, осуществляется при свободном выбеге бойка [44, 66]. Прямой ход бойка осуществляется под действием электромагнитных сил катушки и упругих сил пружины (безынерционного упругого звена). Обратный ход бойка происходит только под действием электромагнитных сил катушки, питаемой полуволнами переменного напряжения по однополупериодной схеме выпрямления.

Таблица 1.2 – Варианты схем СЭМУД

№ п/п	Вариант схемы	Рисунок и классификационные признаки варианта
1	2	3
1		Рисунок 1.17 – Однокатушечная с двухсторонним свободным выбегом бойка с безынерционным упругим звеном
2		Рисунок 1.18 – Однокатушечная с механическим взводом бойка с безынерционным упругим звеном
3		Рисунок 1.19 – Однокатушечная с электромагнитным взводом бойка с безынерционным упругим звеном
4		Рисунок 1.20 – Однокатушечная электромагнитная с компрессионно-вакуумным взводом бойка
5		Рисунок 1.21 – Однокатушечная компрессионно-вакуумная с электромагнитным взводом бойка
6		Рисунок 1.22 – Однокатушечная с инерционной колебательной системой с упругими звеньями

1	2	3
7		Рисунок 1.23 – Двухкатушечная с безынерционным упругим звеном
8		Рисунок 1.24 – Двухкатушечная с компрессионно-вакуумным реверсом
9		Рисунок 1.25 – Двухкатушечная с инерционным упругим звеном
10		Рисунок 1.26 – Двухкатушечная с инерционным колебательным звеном
11		Рисунок 1.27 – Двухкатушечная независимая с двухсторонним свободным выбегом бойка с безынерционным упругим звеном
12		Рисунок 1.28 – Двухкатушечная со свободным выбегом бойка с безынерционным упругим звеном

1	2	3
13		<p>Рисунок 1.29 – Двухкатушечная с односторонним свободным выбегом бойка в катушке прямого хода с безынерционным упругим звеном</p>
14		<p>Рисунок 1.30 – Двухкатушечная с односторонним свободным выбегом бойка в катушке обратного хода с безынерционным упругим звеном</p>
15		<p>Рисунок 1.31 – Двухкатушечная с односторонним свободным выбегом бойка в катушке прямого хода с инерционным упругим звеном</p>
16		<p>Рисунок 1.32 – Двухкатушечная с односторонним свободным выбегом бойка в катушке обратного хода с инерционным упругим звеном</p>
17		<p>Рисунок 1.33 – Трехкатушечная с электромагнитным торможением бойка</p>
18		<p>Рисунок 1.34 – Двухкатушечная с составными катушками с инерционным упругим звеном</p>

1	2	3
19		Рисунок 1.35 – Двухкатушечная двухбойковая с безынерционными упругими звеньями
20		Рисунок 1.36 – Трехкатушечная с активным инерционным упругим звеном
21		Рисунок 1.37 – Трехкатушечная с безынерционным упругим звеном

Рабочий процесс циклической электромагнитной машины рассчитывается так, что при подходе бойка к положению магнитного равновесия относительно полюсной системы катушки протекание полуволны тока прекращается, и боек по инерции продолжает движение в том же направлении, сжимая буферную пружину.

По окончании бестоковой паузы при подходе бойка к крайнему правому положению в катушке начинает протекать новая полуволна тока, и боек под действием электромагнитных сил катушки и упругих сил пружины начинает движение в направлении рабочего инструмента.

После отрыва от пружины боек при обесточенной катушке движется по инерции и наносит удар по инструменту. Далее цикл повторяется. Так одна и та же катушка в варианте схемы (рисунок 1.17) с двухсторонним свободным выбегом бойка используется дважды за рабочий цикл при прямом и при обратном ходе.

Широкое применение среди однокатушечных СЭМУД получил вариант схемы на рисунке 1.18 [25, 26, 29, 67–69]. Прямой (рабочий) ход бойка совершается под действием электромагнитных сил катушки, а обратный ход под действием упругих сил

безынерционного звена. Конструкции машин, выполненные по данному варианту схемы, позволяют получать частоту ударов, кратную частоте питающего источника. Для питания катушки наибольшее применение получила однополупериодная схема выпрямления.

Для варианта схемы на рисунке 1.19, в отличие от варианта на рисунке 1.18, характерным в рабочем процессе является то, что прямой ход бойка совершается под действием сил упругого звена, а обратный ход под действием электромагнитных сил катушки [44]. Работа устройств, выполненных по данной схеме, аналогична варианту на рисунке 1.18.

Применение в варианте схемы на рисунке 1.20 для взвода бойка вместо упругого звена компрессионно-вакуумной камеры (пневмобуфера) обеспечивает некоторое повышение надежности в работе [70]. Прямой ход бойка осуществляется за счет электромагнитных сил катушки с частичным отбором кинетической энергии бойка при сжатии воздушной среды. Возврат бойка в исходное положение осуществляется за счет энергии сжимаемой среды.

В отличие от варианта схемы на рисунке 1.20 в варианте на рисунке 1.21 возврат бойка в исходное положение осуществляется под действием электромагнитных сил катушки, а прямой ход – за счет энергии сжимаемой воздушной среды [71].

Рабочий процесс электромагнитной машины, выполненной по варианту схемы на рисунке 1.22, позволяет всю энергию отскока бойка от инструмента аккумулировать в инерционной колебательной системе и суммировать с энергией электромагнитных сил, создаваемых катушкой [72]. Прямой ход бойка осуществляется под действием электромагнитных сил катушки в направлении инструмента, преодолевая действие упругой силы возвратной пружины. После удара и отскока от инструмента, боек, ускоряемый действием упругой силы возвратной пружины при обесточенной катушке, движется в обратном направлении от инструмента, сжимая вторую пружину, гарантирующую остановку и ускорение бойка в направлении рабочего инструмента.

Для питания однокатушечных вариантов схем (рисунки 1.17 – 1.22) наибольшее распространение получила однополупериодная схема выпрямления.

Синхронизация положения бойка с напряжением, подаваемым на катушки СЭМУД, по варианту схемы на рисунке 1.23 может быть осуществлена при постоянном воздействии электромагнитных сил [73–75]. Рабочий процесс в подобных вари-

антах схем, стал возможным благодаря реверсирующему устройству, в качестве которого используется безынерционное упругое звено в виде пружинного буфера, выполняющего остановку, реверс и ускорение бойка в направлении рабочего инструмента. Прямой ход бойка осуществляется под действием электромагнитных сил катушки прямого хода и силы упругого звена. После нанесения удара и отскока бойка от рабочего инструмента движение бойка в обратном направлении осуществляется под действием электромагнитных сил катушки обратного хода. Частота ударов бойка соответствует частоте питающего тока.

Работа двухкатушечной СЭМУД, выполненной по варианту схемы на рисунке 1.24 аналогична варианту на рисунке 1.23. Отличие только в том, что функции упругого звена для остановки и реверса бойка выполняет пневмобуфер [41, 76, 77].

Для снижения параметров вибрации СЭМУД в варианте схемы на рисунке 1.25 в качестве реверсирующего устройства используется инерционное упругое звено [56, 78–82]. Изменение направления движения бойка осуществляется за счет его соударения с промежуточной инерционной массой, движущейся ему навстречу. В основу конструкции СЭМУД положена двухкатушечная электромагнитная система с поочередно включаемыми катушками прямого и обратного хода. Работа машины аналогична варианту схемы на рисунке 1.23. Механическая характеристика инерционного упругого звена выбирается из расчета, что направление движения бойка и промежуточной инерционной массы осуществляются в противофазе.

Замена в варианте схемы на рисунке 1.25 инерционного упругого звена на инерционное колебательное звено (рисунок 1.26) обеспечивает более высокую стабильность работы СЭМУД и повышение ее надежности [51, 52]. Принцип работы варианта схемы аналогичен варианту на рисунке 1.25.

Питание катушек в известных вариантах схем на рисунках 1.23 – 1.26 осуществляется положительными и отрицательными полуволнами переменного однофазного источника по однополупериодной схеме выпрямления.

Возможность некоторого сокращения потерь энергии за счет уменьшения диаметра бойка нашло отражение в двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка, выполненной по варианту схемы на рисунке 1.27 [21, 44]. Преимущество данной схемы заключается в том, что боек разделен на равные части диамагнитной вставкой, а каждая из катушек используется в одни и те же моменты времени для

прямого и обратного хода. Катушки включены по параллельной схеме и получают питания от одного источника по однополупериодной схеме выпрямления.

Принцип работы варианта (рисунок 1.27) аналогичен варианту схемы с двухсторонним свободным выбегом бойка на рисунке 1.17.

Новый рабочий цикл, реализованный в двухкатушечном варианте на рисунке 1.28 со свободным выбегом бойка в катушках прямого и обратного хода, позволяет существенно ограничить амплитуду импульсов тока и влияние работы СЭМУД на питающую сеть [60]. Боек за время рабочего цикла приобретает необходимую кинетическую энергию за счет подачи на катушки четырех импульсов напряжения.

Комбинированный рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с односторонним свободным выбегом бойка в катушке прямого хода, выполненный в варианте схемы на рисунке 1.29, одновременно сочетает в себе рабочие процессы вариантов схем на рисунке 1.17 и на рисунке 1.23.

По аналогичному принципу построен комбинированный рабочий цикл в варианте схемы на рисунке 1.30 с односторонним свободным выбегом бойка в катушке обратного хода.

Комбинированные рабочие циклы в вариантах схем на рисунке 1.31 и на рисунке 1.32 отличает только наличие инерционного упругого звена, с помощью которого изменяется направление движения бойка за счет его соударения с большей массой движущейся ему навстречу [24, 83].

Во всех вариантах схем на рисунках 1.29 – 1.32 прямой ход бойка осуществляется за счет энергии инерционного или безынерционного упругого звена и действия электромагнитных сил катушек. Обратный ход бойка осуществляется под действием электромагнитных сил катушки. Реализация рабочих циклов по данным вариантам схем (рисунки 1.29 – 1.32) требует использование более сложных схем с заданными алгоритмами управления.

Для увеличения надежности в варианте трехкатушечной СЭМУД (рисунок 1.33) функции упругого звена выполняет дополнительная катушка, установленная в центре [84]. Ограничение величины вылета бойка и его остановка обеспечивается кратковременным магнитным торможением при его обратном ходе. Катушка торможения включается от схемы управления в момент, когда передняя часть бойка находится в ее среднем положении. Рабочий процесс циклической электромагнитной маши-

ны аналогичен варианту схемы на рисунке 1.23 и отличается только тем, что прямой ход бойка осуществляется только под действием электромагнитных сил катушки прямого хода.

В двухкатушечном варианте на рисунке 1.34 с целью повышения КПД машины, кроме основных обмоток прямого и обратного хода, используются дополнительные обмотки, расположенные на одном магнитопроводе с основными [85]. Включение основных и дополнительных обмоток осуществляется с помощью специальной схемы управления. Рабочий процесс машины аналогичен варианту схемы на рисунке 1.25.

В двухкатушечном варианте СЭМУД, выполненной по варианту схемы на рисунке 1.35, предусмотрена установка двух ударников (бойков) – рабочего и вспомогательного [86, 87]. Вариант схемы отличается от известных тем, что катушки установлены друг от друга на расстоянии, равном сумме амплитуд ходов рабочего и вспомогательного ударника. Рабочий процесс СЭМУД организован таким образом, что рабочий и вспомогательный ударники под действием электромагнитных сил перемещаются в противоположные стороны их движения. Прямой ход ударников осуществляется навстречу друг другу при обесточенных катушках за счет энергии безынерционных упругих звеньев. При этом основной ударник наносит удар по инструменту и одновременно ударяется со вспомогательным ударником. Далее цикл повторяется. Питание катушек выполняется по однополупериодной схеме выпрямления.

Рабочий процесс в трехкатушечном варианте схемы на рисунке 1.36 аналогичен варианту на рисунке 1.25. Отличия только в том, что для ускорения инерционной массы, движущейся навстречу бойку, используется третья катушка, что обеспечивает увеличение энергии удара бойка [58, 59].

В варианте схемы на рисунке 1.37 для разгона ударной массы бойка в прямом и обратном направлении задействованы три катушки [41]. Питание катушек выполняется импульсами напряжения однофазного источника с использованием специального алгоритма управления.

Анализ результатов работы. Достоинством рабочих циклов со свободным выбегом бойка, выполненных по варианту схемы на рисунке 1.17, является возможность создания СЭМУД с высокими удельными характеристиками и пониженной до 25 Гц частотой ударов. Однако наличие свободного выбега бойка приводит к необходимости настройки электромеханической системы на определенный режим работы, кото-

рому должны соответствовать определенная величина электромагнитной силы, жесткость упругих связей и расстояние выбега бойка. Основным недостатком по данному варианту схемы является затрудненный запуск, когда боек находится в положении, близком к магнитному равновесию.

В вариантах схем (рисунок 1.18 и рисунок 1.19) достигается высокая стабильность выходных характеристик, однако для поддержания КПД на достойном уровне частота колебаний бойка, как правило, должна быть сопоставима с частотой питающего источника.

Несомненным достоинством СЭМУД, выполненных по вариантам схем на рисунке 1.20 и рисунке 1.21, является полное устранение упругих механических связей, что в целом позволяет повысить надежность и долговечность в работе. Однако использование компрессионно-вакуумных камер повышает требования к точности обработки сопрягаемых поверхностей при изготовлении и условий эксплуатации.

К недостаткам конструкции по варианту на рисунке 1.22 следует отнести наличие двух упругих звеньев, что усложняет согласование электрических и механических характеристики. Достоинство данной схемы в том, что изменение отскока бойка при обработке материала различной степени твердости не уменьшает производительности машины.

В СЭМУД, выполненных по вариантам схем на рисунке 1.23 и рисунке 1.24, постоянное воздействие на боек электромагнитных сил позволяет получать устойчивые режимы работы. Наличие двух катушек позволяет использовать обе полуволны напряжения и уменьшить амплитудное значение тока по сравнению с однокатушечными вариантами схем. Однако отклонения в процессе эксплуатации коэффициента отскока бойка от расчетного приводят к нарушениям в синхронизации движения бойка.

Так же к главному недостатку рассмотренных вариантов схем следует отнести повышенный уровень вибраций, вызванный инерционностью движения бойка.

Устранение вибрации достигается в двухкатушечных вариантах схем на рисунке 1.25 и на рисунке 1.26. Наличие промежуточной массы, движущейся в противофазе с бойком, существенно улучшает эксплуатационные характеристики, однако увеличивает общий вес машины.

Описанное преимущество двухкатушечных СЭМУД со свободным выбегом

бойка, выполненных по варианту схемы на рисунке 1.27, связано с усложнениями в конструкции в сравнении с однокатушечным вариантом на рисунке 1.17. Практически, вариант схемы на рисунке 1.27 следует рассматривать как два однокатушечных варианта на рисунке 1.17, работающих синхронно и параллельно.

Применение нового рабочего цикла в варианте на рисунке 1.28, в отличие от других вариантов схем, позволяет существенно повысить электромагнитную совместимость с питающей сетью. Обе катушки используются дважды в течение времени рабочего цикла, что повышает скорость бояка при ударе. Однако в отличие от других вариантов схем представляет более сложную динамическую систему, еще в большей степени зависящую от скорости движения бояка, частоты и точности в синхронизации поступающих на катушки импульсов напряжения.

Использование комбинированных рабочих циклов в двухкатушечных вариантах СЭМУД со свободным выбегом бояка в одной из двух катушек (рисунки 1.29 – 1.32), позволяет снизить амплитуду протекающего тока и ограничить влияние работы электромагнитной машины на питающую сеть. Полный рабочий цикл осуществляется за счет прохождения трех электрических импульсов тока.

Применение трехкатушечных и двухбойковых вариантов схем, а также схем с составными катушками, представленных на рисунках 1.33 – 1.37, существенно усложняет их конструкцию и изготовление. По вопросам промышленного применения данных вариантов схем информация из доступных научных источников отсутствует.

1.3 Сравнение цилиндрических ЛЭМД в заданном объеме на основе численного эксперимента

Основным структурным звеном любой СЭМУД является ЛЭМД. Обусловленные относительно простой конструкцией, надежностью и технологичностью производства хорошо себя зарекомендовали в ударных машинах ЛЭМД цилиндрической структуры [22, 25, 32, 33, 36, 40, 88].

В зависимости от принадлежности ударных узлов на основе СЭМУД с ЛЭМД, используемых в качестве исполнительных силовых устройств, могут предъявляться разные и порой противоречивые требования. Прежде всего, это низкое энергопотребление, высокая скорость перемещения бояка (якоря) в конце хода, максимальное уси-

лие на интервале движения бойка, ограничения по массогабаритным показателям и т.д.

Анализ существующих типов цилиндрических ЛЭМД показывает, что предъявляемые требования могут быть частично удовлетворены, например, за счет особой конструкции исполнения профиля магнитной системы. В практике создания подобных устройств находят применение различные способы нахождения оптимальных вариантов конструкций [37, 89–103].

В том случае, если рациональный тип и, соответственно, форма профиля магнитной системы ЛЭМД заведомо известны, решение задачи многовариантного анализа с выбором лучшего из нескольких вариантов не вызывает затруднений. При этом основные соотношения и размеры, от которых в значительной степени определяется эффективность конструкции ЛЭМД, могут быть точно определены на основании уже существующих рекомендаций. Даже если эти рекомендации весьма приблизительны или вообще отсутствуют (например, ЛЭМД с нетрадиционным профилем магнитной цепи), то выбор оптимальных геометрических соотношений – дело только времени.

Анализ существующих типов ЛЭМД приводит к основному выводу о том, что при конструировании должны существовать определенные положения, соответствующие некоторому виду оптимальной функции в формировании за счет пространственной геометрии взаимодействующих между собой элементов внутренней структуры магнитной цепи.

К одним из таких положений следует отнести повышение глубины модуляции индуктивности при движении якоря за счет исполнения магнитной системы с резко неоднородными по магнитным свойствам участками, повышение магнитной индукции в рабочем воздушном зазоре за счет наибольшей концентрации магнитного поля, снижение магнитных сопротивлений и т.д. [104].

Учитывая существующее многообразие типов ЛЭМД также очевидно, что при нулевом рабочем воздушном зазоре конструктивно их отличает только длина средней силовой линии на пути замыкания основного магнитного потока.

Выполним сравнительный анализ цилиндрических ЛЭМД одного габарита и веса активных материалов и рассмотрим влияние профиля магнитной цепи через широко используемые в практике показатели, рассчитанные с помощью конечно-элементного моделирования магнитного поля.

При снятии статических тяговых характеристик цилиндрических ЛЭМД изменениям подвергались только профили магнитной цепи, определяющие его конфигурацию. Остальные параметры, включая внешние размеры и объемы, занятые активными материалами, на протяжении численного эксперимента не изменялись.

Для получения сопоставимых данных все исследуемые профили ЛЭМД имели одинаковую марку стали, равный вес, и сечения участков магнитной цепи на пути основного потока. Величина рабочего воздушного зазора изменялась в одних пределах. Тяговые характеристики снимались при одних значениях МДС катушек. Принятые меры должны обеспечить идентичность условий охлаждения и нагрева.

Структурированные в объеме базовой конструкции типовые профили магнитной цепи исследуемых ЛЭМД в виде расчетных моделей, полученные по результатам конечно-элементного моделирования, приведены на рисунке 1.38 [105].

Несмотря на разнообразные типовые конструктивные исполнения, все ЛЭМД в своей основе имеют магнитные системы с втяжным или притягивающимся бойком (якорем), работающие на продольном или поперечном магнитном потоке, или их сочетании. В конечном положении бойка все ЛЭМД принимают одинаковый профиль магнитной цепи.

Снятие статических тяговых характеристик и их обработка по результатам численного эксперимента осуществлялась по авторской методике, приведенной в [106, 107]. На рисунке 1.38 приведены конечные результаты построения картин поля в виде линий магнитного потока, полученные по результатам численного расчета активного объема созданных моделей с помощью конечно-элементного моделирования в FEMM [96, 108–113].

Влияние профилей магнитной цепи созданных моделей (рисунок 1.38) на статические тяговые характеристики здесь не приводятся.

Однако, как это следует из анализа полученных расчетных зависимостей, характер изменения электромагнитной силы в функции положения бойка и ее максимальное значение имеют существенные различия.

По результатам численного эксперимента на рисунке 1.39 приведены кривые относительных значений тяговых усилий, определяемых через отношение абсолютных значений тяговых усилий к тяговому усилию ЛЭМД с профилем магнитной цепи по рисунку 1.38, з, как обладающего наибольшим значением тягового усилия в конце рабочего хода бойка.

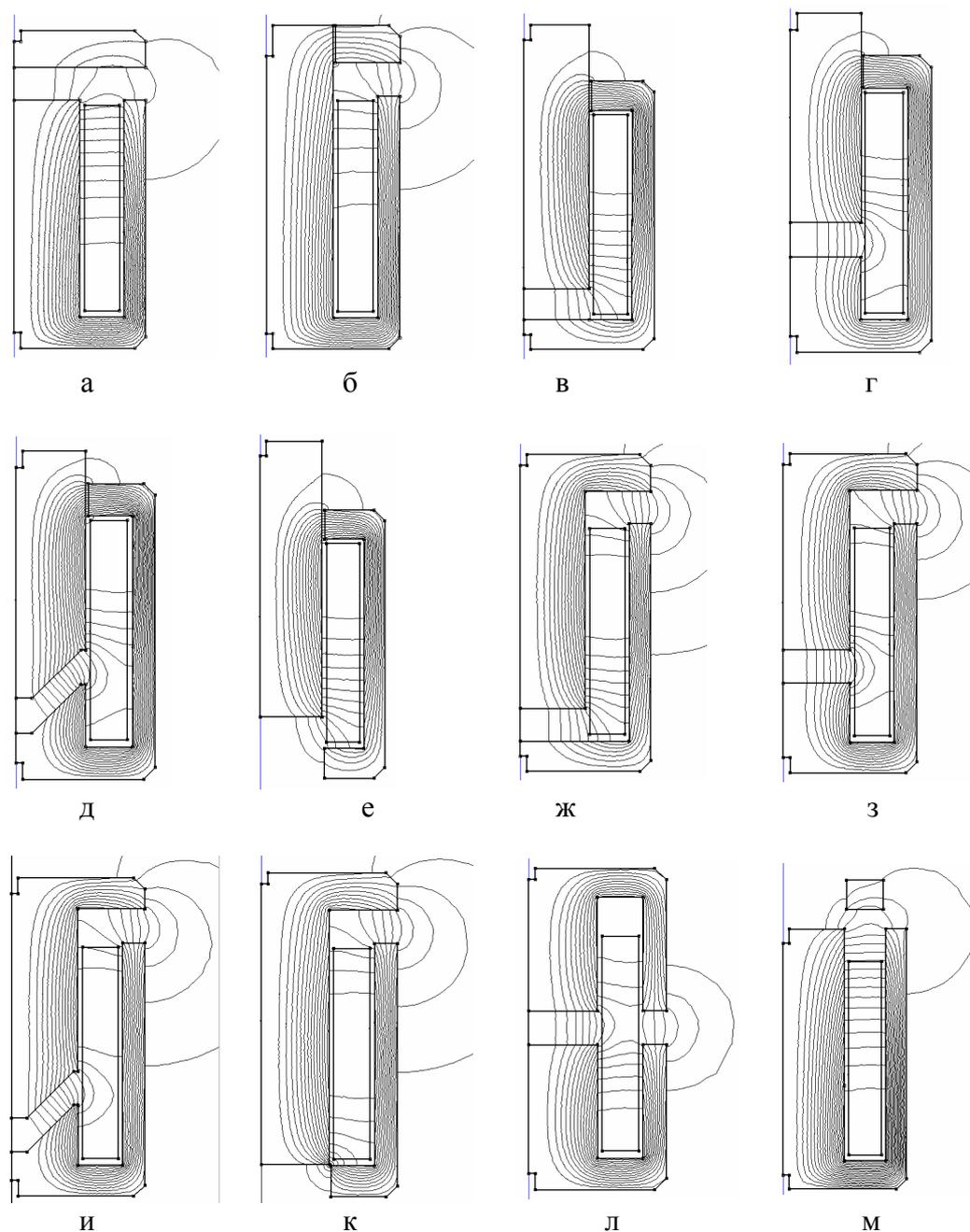


Рисунок 1.38 – Профили магнитных систем ЛЭМД

Величины ходов бойка на рисунке 1.39 представлены через относительный параметр $\xi = x/d_{\text{я}}$, равный отношению величины рабочего воздушного зазора x к диаметру бойка $d_{\text{я}}$. Из полученных кривых, соответствующих максимальным значениям отношения $f^* = f/f_{\text{max}}$, можно получить предельные величины ходов бойка для каждой формы ЛЭМД.

Как следует из рисунка 1.39, на интервале величины ходов бойка $\xi = 0,005 \dots 0,052$ по максимальным значениям тягового усилия преобладают ЛЭМД с

конструктивным профилем магнитной цепи, выполненные по рисунку 1.38, з (прямая 8). С увеличением величины рабочего воздушного зазора на интервале $\xi = 0,052 \dots 0,093$ по максимальным значениям тягового усилия преобладают ЛЭМД с конструктивной формой магнитной цепи, выполненные по рисунку 1.38, д (кривая 9), а на интервале $\xi > 0,093$ преобладают ЛЭМД, выполненные по рисунку 1.38, к (кривая 5).

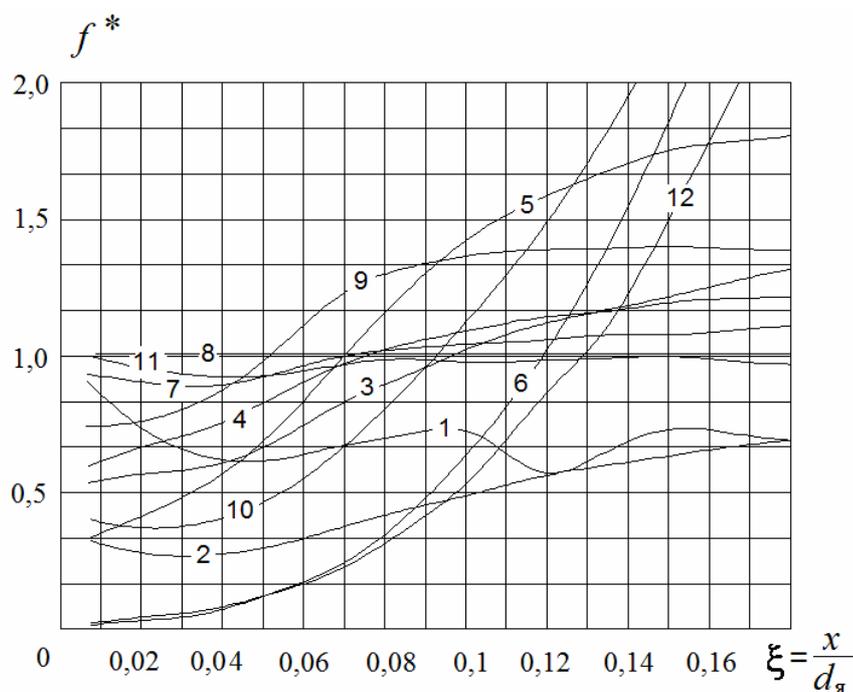


Рисунок 1.39 – Кривые относительных значений тяговых усилий ЛЭМД с различным профилем магнитной цепи

Для ЛЭМД с одним в области электромеханического преобразования энергии рабочим воздушным зазором (рисунок 1.38, б, в, г, д, е) на интервале величины ходов бойка $\xi = 0,005 \dots 0,067$ преобладают ЛЭМД с конструктивным профилем магнитной цепи, выполненные по рисунку 1.38, г, а на интервале $\xi = 0,067 \dots 0,159$ максимальным значениям усилия соответствуют ЛЭМД с профилем магнитной цепи по рисунку 1,38 д. Для фиксированных положений бойка в заданном интервале относительных значений $\xi = 0,005 \dots 0,18$ (рисунок 1.39) тяговые усилия электромагнитов с различными профилями магнитной цепи могут отличаться в 2...10 и более раз [20, 36, 37, 88, 114–117].

Для количественной оценки сравниваемых типов ЛЭМД между собой исполь-

зовались показатели, наиболее полно отражающие современные тенденции преимущественного применения в задачах проектирования.

Результаты приведенного анализа сведены в таблицу 1.3. Полная механическая работа A_{Π} определялась как площадь, ограниченная соответствующей кривой тяговой характеристики и осью абсцисс в пределах перемещения бойка [20, 36, 37]. Под максимальной условной полезной работой A_y понималось максимальное значение произведения электромагнитной силы на величину хода бойка, соответствующего данной силе [114].

Оптимальная величина рабочего воздушного зазора определялась по максимальной условной полезной работе. Этой же величине рабочего воздушного зазора соответствует оптимальная для получения максимальной работы сила $F_{\text{опт}}$. Полезная механическая работа A_M при оптимальном ходе определялась соответствующей площадью, ограниченной тяговой характеристикой и осью абсцисс в пределах установленного хода бойка.

Для сравнительной оценки в отношении расхода активных (конструкционных) материалов использовался показатель добротности (экономичности), определяемый как отношение массы ЛЭМД – $M_{\text{эм}}$ к максимальной условной полезной работе – A_y [107]

$$D(x) = \frac{M_{\text{эм}}}{A_y}. \quad (1.1)$$

Для оценки пределов рационального применения ЛЭМД используем значение показателя «конструктивный фактор», как отношение корня квадратного из оптимальной силы – $F_{\text{опт}}$ к величине оптимального рабочего хода – $x_{\text{опт}}$ [114–116]

$$\text{КФ} = \frac{\sqrt{F_{\text{опт}}}}{x_{\text{опт}}}. \quad (1.2)$$

Из таблицы 1.3 видно, что приводимые показатели рассматриваемых профилей магнитной цепи ЛЭМД при условии одинакового габарита, веса и нагрева могут существенно отличаться друг от друга по абсолютным значениям.

Таблица 1.3 – Показатели цилиндрических ЛЭМД с различными профилями магнитной цепи

№ п/п	Профиль магнитной цепи, в соответствии с рисунком – 1.38	Полная механическая работа,	Максимальная условная полезная работа	Оптимальный ход якоря	Полезная механическая работа при оптимальном ходе	Оптимальная для получения максимальной работы сила	Отношение полезной механической работы при оптимальном ходе к полной механической работе	Отношение полезной механической работы при оптимальном ходе к максимальной условной полезной работе	Показатель добротности	Конструктивный фактор
	—	$A_{\text{П}},$ Дж	$A_{\text{У}},$ Дж	$x,$ мм	$A_{\text{М}},$ Дж	$F_{\text{Опт}},$ Н	$\frac{A_{\text{М}}}{A_{\text{П}}},$ о.е.	$\frac{A_{\text{М}}}{A_{\text{У}}},$ о.е.	$D(x),$ $\frac{\text{кг}}{\text{Дж}}$	$\frac{\text{КФ},}{\sqrt{H}} \cdot 10^3$ м
1	а	16,12	4,96	2	8,51	2473	0,53	1,72	2,22	24,9
2	б	7,89	2,32	4,8	4,86	483	0,62	2,1	4,74	4,6
3	в	22,06	7,91	2,4	11,32	3296	0,51	1,43	1,39	23,9
4	г	18,24	6,33	3,2	9,21	1978	0,51	1,45	1,74	13,9
5	д	18,46	6,69	5,8	9,76	1153	0,53	1,46	1,64	5,9
6	е	19,49	10,99	13,3	6,98	826	0,52	0,63	1,0	2,2
7	ж	21,57	7,08	2,8	11,37	2530	0,53	1,6	1,55	18,0
8	з	21,08	7,3	2,4	10,89	3041	0,52	1,5	1,5	23,0
9	и	21,9	7,71	3,7	11,34	2084	0,55	1,55	1,43	12,3
10	к	19,6	11,0	13,9	14,66	791	0,74	1,33	1,0	2,0
11	л	17,8	5,17	3,7	8,53	1398	0,48	1,65	2,13	10,1
12	м	9,31	9,45	13,8	6,41	684	0,69	0,68	1,16	1,9

ЛЭМД имеют различия не только по максимальной условной полезной работе, которая может изменяться в пределах $A_y = 2,32...11$, но и по полной механической работе – $A_{\Pi} = 7,89...22,06$ при различных значениях оптимальной силы $F_{\text{опт}} = 483...3296$ Н и оптимальной величины хода бойка $x_{\text{опт}} = 2...13,9$ мм.

Относительно пределов изменения конструктивного фактора, который находится в диапазоне величин $K\Phi = (1,9...24,9) \cdot 10^3 \sqrt{\text{Н}}/\text{м}$, можно утверждать, что по данному показателю рассматриваемые ЛЭМД по экономическим показателям сравнимы с традиционными магнитными системами с плоской и конусной формой втяжного якоря [89]. Из таблицы 1.3 следует, что для ЛЭМД с фиксацией бойка в конце рабочего хода полезная механическая работа для оптимального хода превышает условную полезную работу $A_M/A_y = 1,32...2,1$. Для ЛЭМД, имеющих свободный выбег бойка, это отношение находится в пределах значений $A_M/A_y = 0,63...0,68$. Последнее свидетельствует о том, что условная полезная работа для систем ЛЭМД со свободным выбегом бойка всегда превышает потенциальную механическую работу, что объясняется видом тяговой характеристики.

Существенно отличаются исследуемые ЛЭМД (таблица 1.3) по показателю добротности (экономичности), который изменяется в пределах $D(x) = 1,0...4,74$ кг/Дж, что может быть объяснено только неоптимальной геометрией магнитной цепи при заданных габаритах.

Применение данного показателя позволяет дать оценку различным системам в отношении расхода активных материалов при заданных условиях работы [107], что, по сути, отражает необходимую массу устройства для выполнения работы в 1 Дж, т.е. удельный расход материалов.

Для определения значений показателя «конструктивный фактор», соответствующих максимально возможным тяговым усилиям, расчет ЛЭМД с заданным профилем магнитной цепи по описанной методике следует проводить для ряда вариантов с произвольно выбранными геометрическими параметрами, из которых затем может быть определен наилучший вариант с точки зрения минимального веса активных материалов или минимальной добротности.

1.4 Выбор рационального типа ЛЭМД для привода СЭМУД из условия экономичности расхода активных материалов

Основы рационального конструктивного исполнения СЭМУД, использующих в качестве силового приводного узла ЛЭМД, являются приоритетными вопросами при проектировании. В инженерной практике для удобства выбора рациональных типов (конструктивных форм) магнитных систем электромагнитов, используемых в качестве приводных узлов аппаратов, а также в различных по назначению электромагнитных устройствах систем автоматики широкое распространение получило предложенное Ротерсом понятие «конструктивный фактор» (КФ) – показателя, равного отношению корня квадратного из тягового усилия к величине рабочего хода (1.2) [114–116].

Для количественного сопоставления экономичности различных типов магнитных систем, имеющих разные значения КФ, Ротерсом получены пределы для их рационального применения [116]. Уточнение пределов рационального применения существующих типов магнитных систем получило дальнейшее развитие в известных работах [89, 114].

Считается, что при выборе основных размеров и параметров проектируемых электромагнитов исходят из того, чтобы отношение условной механической работы (работоспособности), совершаемой электромагнитным устройством, к его массе, объему, потребляемой мощности и т.д. было максимальным [89, 103].

Основная трудность при проектировании связана с правильным выбором типа и формы конструктивного исполнения магнитной системы из существующего многообразия, что, в конечном счёте, позволит уменьшить габариты, массу, потребление электроэнергии и т.д.

Существующие сегодня подходы выбора типа и формы магнитной системы, пределов рационального применения, сравнительная оценка разных систем в отношении расхода конструкционных материалов, а также решение вопросов оптимизации и выбора геометрических размеров сводятся в большинстве случаев к необходимости получения статической тяговой характеристики [89, 114, 115, 118].

Отметим, что при выборе ЛЭМД ударных машин и устройств применение критерия условной работоспособности, полученного по статическим характеристикам, принимают в качестве вспомогательного критерия с целью обоснования рациональ-

ного типа системы и отражающего способность этой системы сообщить бойку количество кинетической энергии [36].

Для устройств ударного действия, как и для приводных устройств аппаратов, длина ЛЭМД пропорциональна требуемой величине рабочего хода, а поперечное сечение стали определяет величину требуемого усилия [115]. Следовательно, каждому типу ЛЭМД, также должны соответствовать определенные пределы значений КФ, наиболее полно удовлетворяющие критерию относительно минимума расхода его активных материалов.

Однако, и это самое главное, конструктивный фактор, зависит от основных размеров ЛЭМД. Это связано с тем, что плотность тока, температура обмотки, индукция в магнитопроводе с изменением линейных размеров даже одинаковых типов ЛЭМД изменяются нелинейно [119].

Известные на сегодня пределы рационального использования различных по конструкции типов магнитных систем устройств автоматики приведены для систем примерно одинакового габарита, имеющих максимальную полезную работу $11,5 \text{ кг} \cdot \text{см}$, одинаковое превышение температуры 70°C при продолжительном включении [114].

В этой связи представляет практический интерес установить степень влияния температуры перегрева, объема геометрически подобных систем ЛЭМД и его главных соотношений размеров на значение конструктивного фактора.

Количественную оценку этого влияния целесообразно дать с помощью анализа расчетных статических тяговых характеристик, что расширяет возможности анализа. Результаты этих исследований во многом будут зависеть от точности воспроизведения статической тяговой характеристики. Наиболее точный расчет может быть выполнен с помощью конечно-элементного моделирования магнитного поля, учитывающего нелинейность магнитной цепи и потоки рассеяния [97, 108–110, 112].

Результаты анализа и выводы, полученные в [106, 111, 113], показывают, что использование для этих целей конечно-элементного моделирования дает возможность достичь необходимой точности расчета тяговой характеристики ЛЭМД с различной конфигурацией магнитной цепи, что полностью позволяет заменить физическое моделирование. Погрешность при этом не превышает 3 %, что вполне допустимо для расчетов подобного рода.

1.4.1 Геометрическое подобие цилиндрических ЛЭМД по условию постоянства теплового критерия

Стремление при проектировании цилиндрических ЛЭМД получить соотношения, сохраняющие свою постоянную величину с изменением линейных размеров, нашло свое отражение в известных работах [89, 114, 119, 120] и т. д.

В работе [121] рассматривается целесообразность применения системы критериев, дающих наглядную и единообразную оценку в отношении объема электромагнитного устройства, определяющего его габаритные размеры в виде безразмерных взаимосвязанных комплексов, справедливых для стационарных режимов. Здесь же автором в качестве меры линейных размеров, как наиболее характерным показателем по условиям эксплуатации при составлении подобных магнитных систем, вводится понятие теплового критерия

$$K_T = \frac{P}{k_T \tau \sqrt[3]{V^2}}, \quad (1.3)$$

где P – потребляемая (тепловая) мощность; k_T – коэффициент теплоотдачи; τ – превышение температуры; V – активный объем ЛЭМД.

При выборе данного критерия (1.3) в качестве определяющего имеются серьезные основания. Как правило, надежность работы любого электромагнитного устройства будет определяться постоянством превышения температуры обмотки в продолжительном или повторно-кратковременном режиме, которая не должна превышать допустимую по условиям нагрева. По этой причине тепловому критерию следует отдать большее предпочтение в сравнении с известными критериями.

Поскольку при изменении габаритов условие постоянства превышения температуры обмоток также будет меняться, то представляет практический интерес установить количественную связь между активным объемом, теплоотдающей поверхностью и линейными размерами геометрически подобных магнитных систем ЛЭМД.

Мощность, выделяемая в обмотке

$$P = I^2 r_k, \quad (1.4)$$

где I – действующий ток обмотки; r_k – сопротивление обмоточного провода.

Выразим сопротивление обмоточного провода через конструктивные парамет-

ры системы

$$r_k = \rho \frac{l_{cp} w}{q} = \rho \frac{\pi d_{cp} w}{q} = \rho \frac{\pi(d_1 + d_2)w}{2q}, \quad (1.5)$$

где ρ – удельное сопротивление материала провода обмотки; l_{cp} , d_{cp} – длина и диаметр среднего витка обмотки; d_1 , d_2 – внутренний и наружный диаметр обмотки, соответственно; q – сечение обмоточного провода; w – число витков обмотки катушки.

Сечение обмоточного провода

$$q = \frac{S_{окн} k_3}{w} = \frac{h_k l_k k_3}{w}, \quad (1.6)$$

где $S_{окн}$ – площадь окна обмоточного пространства; h_k , l_k – высота окна и длина обмотки; k_3 – коэффициент заполнения обмоточного пространства.

Из совместного решения (1.3) – (1.6) для намагничивающей силы обмотки катушки получим

$$Iw = \sqrt{\frac{K_T \sqrt[3]{V^2} 2k_T \tau S_{окн} k_3}{\pi(d_1 + d_2)\rho}}, \quad (1.7)$$

С другой стороны, уравнение намагничивающей силы обмотки в продолжительном режиме нагрева может быть определено непосредственно по формуле Ньютона

$$P = k_T S_{охл} \tau, \quad (1.8)$$

где $S_{охл}$ – поверхность охлаждения обмотки.

На первом этапе, полагаем, что теплоотвод осуществляется только с наружной и внутренней поверхности обмотки, а охлаждением с торцов обмотки пренебрегаем

$$S_{охл} = \pi(d_1 + d_2)l_k, \quad (1.9)$$

После подстановки (1.4) – (1.6) и (1.9) в (1.8) для намагничивающей силы обмотки получим

$$Iw = \sqrt{\frac{2k_T \tau S_{окн} k_3 l_k}{\rho}}. \quad (1.10)$$

Заметим, что равенства (1.7) и (1.10) справедливы для всех систем, у которых нагрев определяется только потерями в самой обмотке. Оба выражения записи отражают тепловой режим, при котором температура перегрева обмотки не превысит допустимую по условиям нагрева.

Перепишем уравнение (1.7) в виде

$$I_w = \sqrt{\frac{K_T \sqrt[3]{V^2}}{\pi(d_1 + d_2)l_k}} \sqrt{\frac{2k_T \tau S_{\text{ОХЛ}} k_3 l_k}{\rho}}. \quad (1.11)$$

Из сопоставления (1.10) и (1.11), полагая их полную идентичность, следует

$$\frac{K_T \sqrt[3]{V^2}}{\pi(d_1 + d_2)l_k} = 1. \quad (1.12)$$

После подстановки (1.9) в (1.12) получаем следующее условие

$$K_T = \frac{S_{\text{ОХЛ}}}{\sqrt[3]{V^2}} = \text{const}. \quad (1.13)$$

Выражение (1.13), в которое входят только геометрические параметры, устанавливает количественную связь между теплоотдающей поверхностью системы и ее объемом. Приняв за основу типовую цилиндрическую конструкцию ЛЭМД (рисунок 1.40), проверим выполнение тождества (1.13) для случая геометрически подобных систем. Изменяя масштаб моделей, и производя пересчет геометрических размеров, определяем значение интересующего параметра $S_{\text{ОХЛ}}$ в заданном объеме.

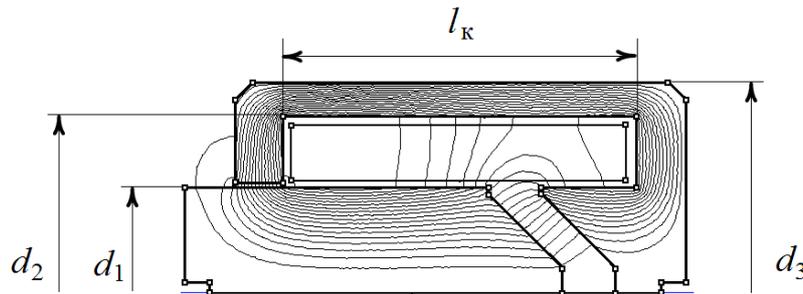


Рисунок 1.40 – Эскиз цилиндрического ЛЭМД объема V

Основные расчетные параметры моделей исследуемых ЛЭМД представлены в таблице 1.3. Здесь также представлены значения теплового критерия, рассчитанные по выражению (1.13), для ряда геометрически подобных систем установленного объема относительно его первоначального значения. Выбор масштабного коэффициента M – линейных размеров подобных моделей при изменении объема осуществлялся по выражению

$$M = \sqrt[3]{k_V}, \quad (1.14)$$

где k_V – кратность изменения объема.

Из данных таблицы 1.4 видно, что при прочих равных условиях рассмотренные геометрически подобные ЛЭМД имеют одинаковый тепловой критерий $K_T = 3,96$ [98, 122].

Таблица 1.4 – Расчетные параметры подобных моделей ЛЭМД

Объем модели, м ³	V	2V	4V	6V	8V	10V
		0,0204	0,0409	0,0818	0,1226	0,1635
$S_{\text{охл}}$, м ²	0,1484	0,469	0,746	0,977	1,184	1,374
K_T , о.е.	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96	3,96

Подобным образом давалась оценка другим типам геометрически подобных систем ЛЭМД. Отличие типовых систем состояло только в абсолютном значении показателя теплового критерия.

Таким образом, тождество (1.13) справедливо для ЛЭМД любого типа и может быть использовано для анализа геометрически подобных типовых систем при условии постоянства теплового критерия.

1.4.2 Влияние перегрева ЛЭМД в различных режимах включения на значения конструктивного фактора и показателя экономичности

Поскольку в спроектированных электромагнитах существует зависимость между объемом и конструктивным фактором, зависимости от перегрева были получены для базовой конструкции (рисунок 1.40) одного объема V (М 1:1) [123].

На рисунке 1.41 приведены расчетные тяговые характеристики, полученные для четырех значений перегрева в интервале $\tau = 70...160^\circ \text{C}$ при температуре окружающей среды $\tau_{\text{окр}} = 20^\circ \text{C}$, для длительного и повторно-кратковременного режима.

Значения статических тяговых характеристик для различных положений бойка (якоря) в процессе моделирования определялись через интегральные характеристики поля [111, 112].

Так как все элементы конструкции – цилиндрические тела с одним центром относительно оси симметрии ЛЭМД, которая одновременно является его осью симмет-

рии, то построение картины поля осуществлялось в осесимметричной постановке решения задачи. Построение геометрии рабочей области модели ЛЭМД и результаты расчета в виде силовых линий магнитного потока показаны на рисунке 1.40. Все необходимые построения производились по методике, изложенной в [106, 107].

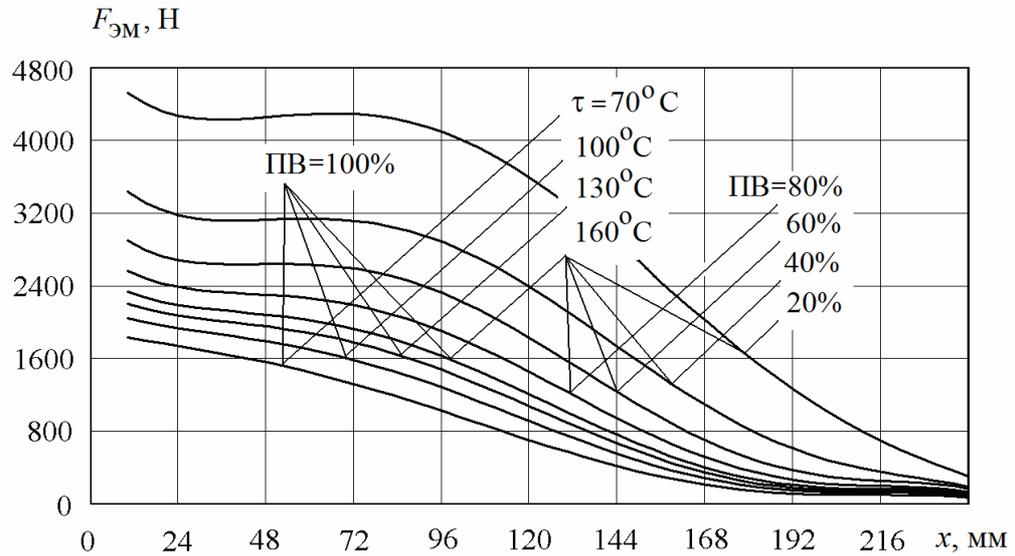


Рисунок 1.41 – Расчетные тяговые характеристики модели ЛЭМД

Результаты обработки статических тяговых характеристик в виде зависимостей условной механической работы $A_y = F_{ЭМ}(x) \cdot x$ приведены на рисунке 1.42.

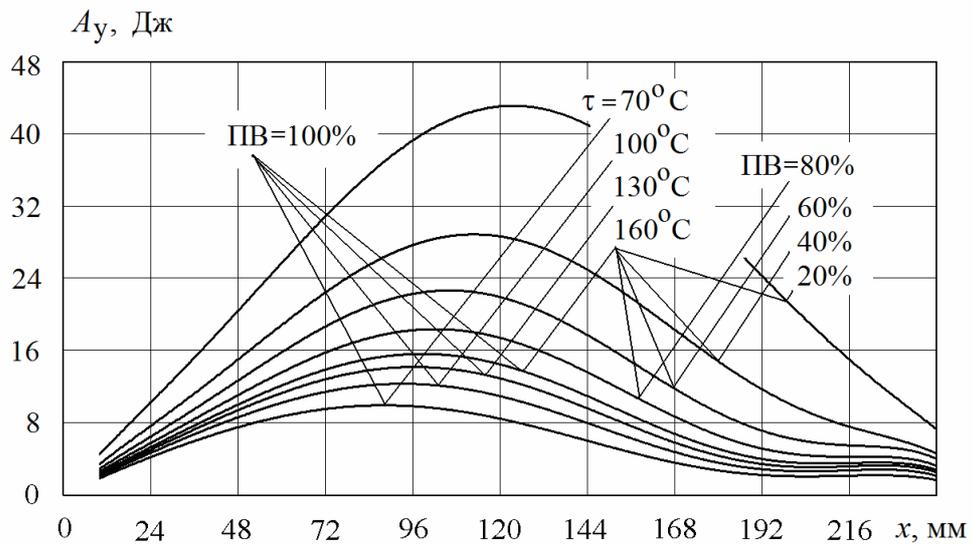


Рисунок 1.42 – Зависимости условной работы

Все необходимые построения выполнялись в соответствии с методикой [126]. Расчетная тяговая характеристика при помощи одномерной сплайн интерполяции представлялась в виде функции, заданной аналитически, что позволило автоматизировать дальнейший процесс обработки в среде MathCAD и снизить вероятность ошибки. Величина намагничивающей силы обмотки катушки для длительного режима работы определялась из условия её допустимого перегрева по выражению (1.10). Для повторно-кратковременного режима расчет намагничивающей силы выполнялся по выражению

$$I_w = \sqrt{\frac{100}{\text{ПВ}\%}} \cdot \sqrt{\frac{2k_T \tau S_{\text{окн}} k_3 l_k}{\rho}}, \quad (1.15)$$

где ПВ% – относительная продолжительность включения в процентах представляющая отношение времени включения t_B к времени продолжительности цикла $t_{\text{ц}}$ [124, 125]

$$\text{ПВ}\% = \frac{t_B}{t_{\text{ц}}} \cdot 100.$$

В (1.10) и (1.14) полагается, что теплоотвод осуществляется с наружной и внутренней поверхностей обмотки, охлаждением с торцов пренебрегают [124].

Удельное сопротивление ρ материала провода определялось по допустимой средней температуре нагрева обмотки [124]

$$\rho = \rho_0 (1 + \alpha_0 \tau_{\text{доп}}),$$

где ρ_0 – удельное сопротивление при допустимой температуре нагрева $\tau_{\text{доп}} = \tau + \tau_{\text{окр}}$; α_0 – температурный коэффициент материала проводника.

Методика построения зависимостей $D(x) = f(K\Phi)$ и характер их поведения на основании дальнейшей обработки зависимостей условной работы (рисунок 1.42) для установленных значений перегрева рассмотрены в [126, 127]. Конечные результаты обработки статических параметров модели представлены в виде зависимостей на рисунке 1.43 и рисунке 1.44.

Если оценивать по максимальным значениям показателя добротности $D(x)$, то влияние перегрева на конструктивный фактор оказалось не столь значительным. С повышением перегрева наблюдается некоторое изменение значения КФ в сторону его увеличения (рисунок 1.43). Если учесть факт того, что для разных типов магнит-

ных систем ЛЭМД конструктивный фактор колеблется в широком диапазоне значений $50 \dots 600000 \sqrt{\text{Н/м}}$, то вполне очевидно, что этим влиянием на этапе предварительного расчета можно пренебречь.

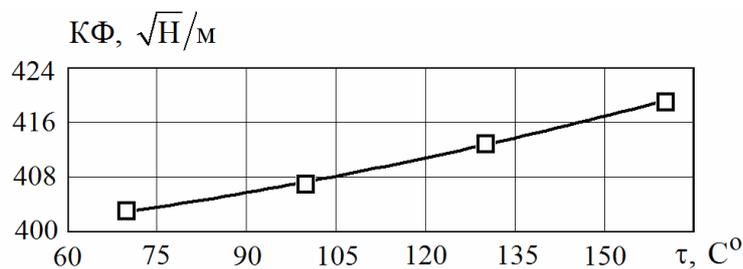


Рисунок 1.43 – Зависимость конструктивного показателя от перегрева

Зависимость показателя экономичности от перегрева приведена на рисунке 1.44.

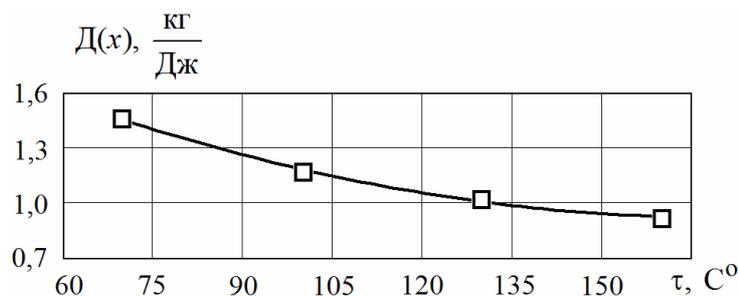


Рисунок 1.44 – Зависимость показателя экономичности от перегрева

Улучшение экономичности ЛЭМД с повышением температуры перегрева при сохранении линейных размеров непосредственно связано с увеличением магнитной индукции, что позволяет до некоторой степени повысить полезную работу на единицу веса.

1.4.3 Влияние объемов геометрически подобных ЛЭМД на значения конструктивного фактора и показателя экономичности

Влияние объемов подобных систем ЛЭМД на значения конструктивного фактора и показателя экономичности рассматривалось при условии постоянства теплового критерия (1.13) и при одинаковой средней температуре перегрева обмоток $\tau = 100^\circ\text{C}$ [122]. Значения намагничивающих сил обмоток соответствующих объемов

ЛЭМД определялись по выражению (1.10) для длительного режима. За основу была принята типовая цилиндрическая конструкция ЛЭМД (рисунок 1.40) объема V (М 1:1). Изменение объемов ЛЭМД выполнялось при абсолютном сохранении его геометрического подобия. Связь между линейными размерами моделей и объемами осуществлялась с помощью безразмерного масштабного коэффициента (1.14). Параметры для моделирования приведены в таблице 1.5.

Таблица 1.5 – Параметры моделей ЛЭМД

k_V		0,125	0,25	0,5	1,0	2,0	4,0	8,0	16,0
V_M	10^{-4} м^3	8,4	16,8	33,5	66,8	134,1	267,8	540,0	1071,9
V_{CT}	10^{-4} м^3	17,2	34,7	69,3	137,6	276,9	552,6	1115,3	2211,8
I_w	A	5670	8321	11160	16650	23400	33159	47340	62710

В соответствии с методикой [107] осуществлялось построение тяговых характеристик и дальнейшая их обработка. Далее по результатам исследований геометрически подобных, но различных по объему ЛЭМД были получены кривые в виде зависимостей показателя экономичности в функции конструктивного фактора $D(x) = f(K\Phi)$ для одинаковой температуры перегрева.

Исследованиями установлено, что в пределах кратностей изменения объема $k_V = 0,125 \dots 16,0$ (таблица 1.5) диапазон изменения конструктивного фактора (рисунок 1.45), если оценивать по максимальным значениям, составляет $K\Phi = 380 \dots 455 \sqrt{H}/\text{м}$.

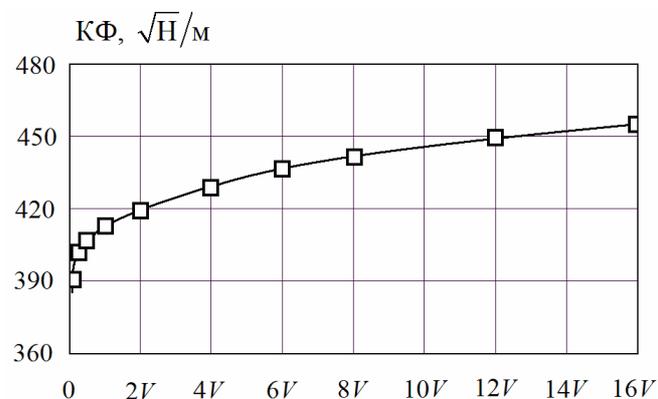


Рисунок 1.45 – Зависимость конструктивного фактора от объема ЛЭМД

На показатель экономичности существенное влияние оказывает изменение объемов моделей. Тенденция изменения этого показателя от объемов геометрически подобных систем при условии постоянства перегрева ($\tau = 100^\circ\text{C}$) приведена на рисунке 1.46.

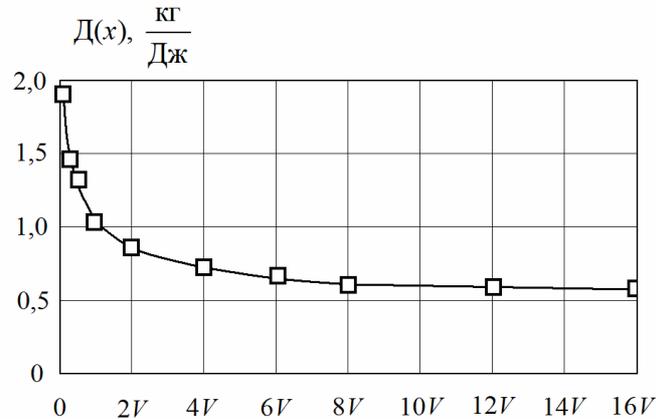


Рисунок 1.46 – Зависимость показателя экономичности от объема ЛЭМД

Увеличение объема приводит к повышению экономичности в расходовании материалов, т.е. производимой работы в единице объема ЛЭМД. С увеличением объема ЛЭМД рост показателя экономичности замедляется и стабилизируется на уровне $D(x) = 0,5 \text{ кг/Дж}$ (рисунок 1.46).

1.4.4 Влияние главных размеров ЛЭМД на значения конструктивного фактора и показателя экономичности

Из анализа существующих конструкций ЛЭМД следует, что соотношения основных размеров магнитных систем даже одного типа могут изменяться в широких пределах. В качестве соотношений главных размеров принято отношение внутреннего диаметра обмотки $-d_1$ и длины обмотки $-l_k$ к внешнему диаметру обмотки $-d_2$:

$$x = \frac{d_1}{d_2} \text{ и } y = \frac{l_k}{d_2} \text{ (рисунок 1.40).}$$

Следует установить, каким образом эти изменения оказывают влияние на значения конструктивного фактора и экономичность ЛЭМД. Подходы к решению этого вопроса могут быть различным. В проводимых исследованиях количественная оценка влияния основных размеров получена с помощью анализа статических тяговых ха-

рактических, полученных с использованием конечно-элементного моделирования магнитного поля [127 – 129].

Для упрощения анализа моделирование магнитного поля проводилось при постоянном отношении одного из выбранных геометрических параметров, например, $y = \text{const}$ и изменении другого параметра x . Области значений x и y при изменении основных размеров ограничивались в интервалах, характерных для большинства известных конструкций ЛЭМД.

Проведенные многочисленные варианты расчетов с учетом поля рассеяния для различных значений x и y при условии постоянства температуры перегрева обмотки ($\tau = 70^\circ\text{C}$) показали тенденции в изменении показателя экономичности $D(x, y)$ и конструктивного фактора $KФ(x, y)$.

В качестве примеров построения на рисунке 1.47 и рисунке 1.48 приведены геометрическая структура моделей в установленном масштабе и качественная картина распределения поля линий магнитного потока для ряда значений x и y , используемых при моделировании. На рисунке 1.47 для значений параметра x при $y = \text{const}$. На рисунке 1.48 для значений параметра y при $x = \text{const}$.

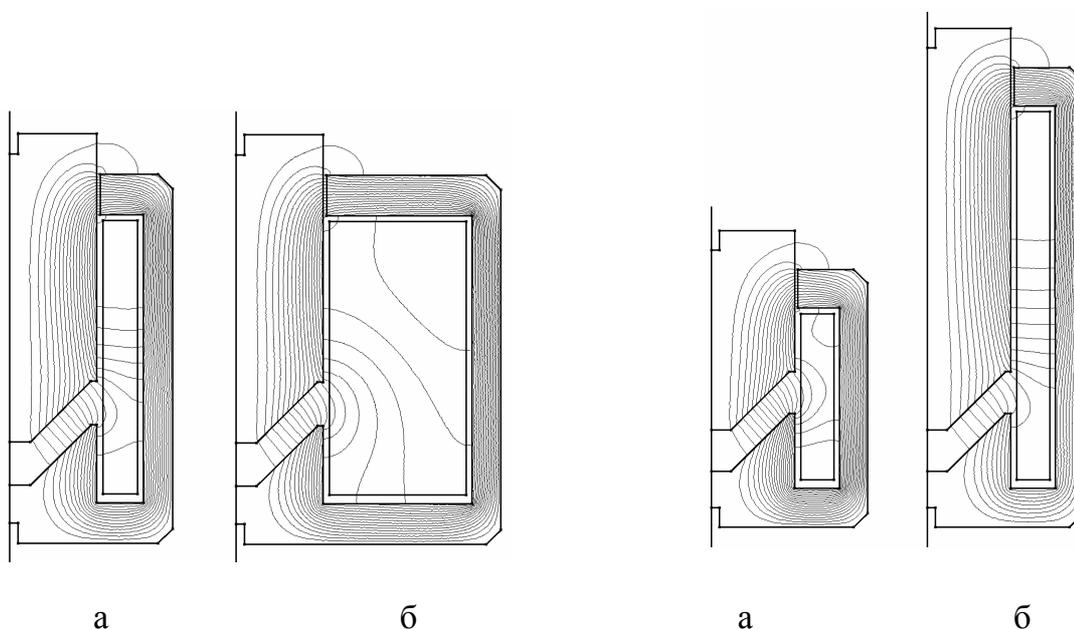


Рисунок 1.47 – Геометрическая структура моделей при $y = \text{const}$:

а) для $\frac{d_1}{d_2} = 0,681$; б) для $\frac{d_1}{d_2} = 0,368$.

Рисунок 1.48 – Геометрическая структура моделей при $x = \text{const}$:

а) для $\frac{l_k}{d_2} = 0,73$; б) для $\frac{l_k}{d_2} = 1,46$

На рисунках 1.49 –1.52 приведены зависимости $D(x)$, $D(y)$, КФ для различных значений соотношений главных размеров. При получении зависимостей обработка данных осуществлялась с помощью полиномиальной регрессии с использованием системы MathCAD [130]. По ходу вариантов расчетов при изменении линейных размеров моделей вносилась соответствующая корректировка в значения намагничивающих сил, по методике изложенной в [129].

При построении зависимостей на рисунке 1.49 и рисунке 1.50 длина обмотки катушки сохранялась, внешний диаметр обмотки изменялся в установленных расчетах пределах. Корректировка намагничивающей силы в этой связи была вызвана изменением сечения площади окна обмоточного пространства, повлекшим к изменениям средней длины витка и сечения обмоточного провода. Площадь поверхности охлаждения при этом оставалась неизменной.

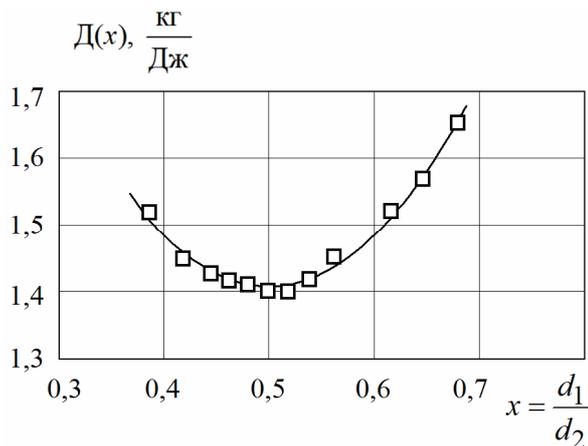


Рисунок 1.49– Зависимость показателя экономичности от соотношения размеров $x = d_1/d_2$

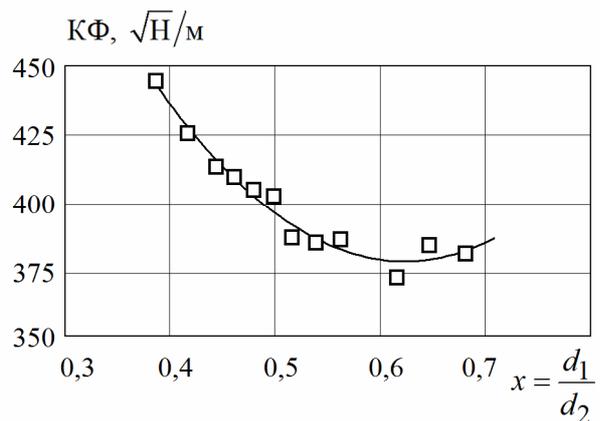


Рисунок 1.50 – Зависимость конструктивного фактора от соотношения размеров $x = d_1/d_2$

Характер зависимости (рисунок 1.49) показывает о практической целесообразности выполнения ЛЭМД с соотношением главных размеров $\frac{d_1}{d_2} \approx 0,5$.

При данном соотношении размеров достигается максимальная экономичность ЛЭМД по расходу конструктивных материалов, что свидетельствует наличие явно выраженного экстремума функции с координатой $x \approx 0,5$ (рисунок 1.49).

Если учесть, что при проектировании ЛЭМД следует применять соотношение основных геометрических размеров, соответствующих наименьшему расходу объема

активных материалов, то отклонения по разным причинам от указанного экстремума на 10% ($x = 0,45 \dots 0,55$) приведет к отклонению конструктивного фактора не более, чем на 5% ($K\Phi = 380 \dots 415 \sqrt{H}/м$, рисунок 1.50).

При построении зависимостей на рисунке 1.51 и рисунке 1.52 сохранялся внешний диаметр обмотки катушки, длина обмотки изменялась в установленных расчетом пределах. Вносимая корректировка намагничивающей силы в этом случае была вызвана изменением сечения площади окна обмоточного пространства и поверхности охлаждения обмотки. Средняя длина витка обмотки при этом сохранялась, менялось только сечение обмоточного провода.

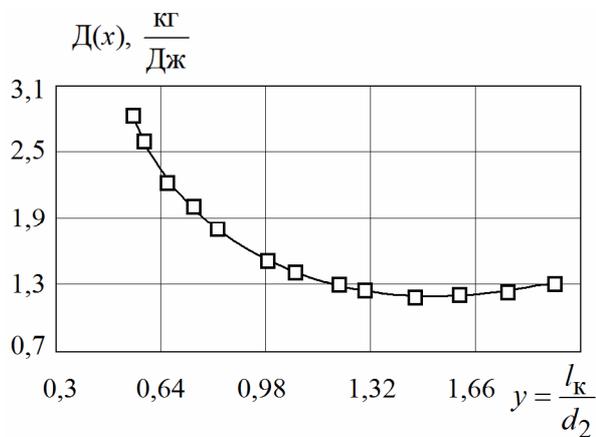


Рисунок 1.51 – Зависимость показателя экономичности от соотношения размеров $y = l_k/d_2$

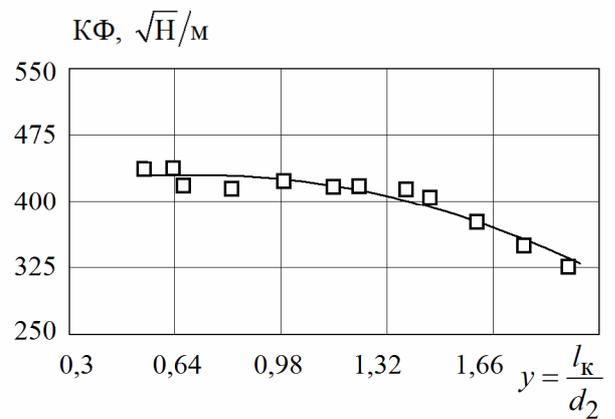


Рисунок 1.52 – Зависимость конструктивного фактора от соотношения размеров $y = l_k/d_2$

При изменении соотношения $y = \frac{l_k}{d_2}$, как это следует из полученной зависимости на рисунке 1.51, экстремум функции, хотя и имеет место, но выражен слабо. Максимум показателя экономичности $D(y)$ наблюдается в диапазоне значений $y = 1,2 \dots 1,8$. Влияние указанного диапазона значений для y на конструктивный фактор $K\Phi(y)$, как это следует из зависимости рисунок 1.52, также выражено слабо, хотя тенденция в изменении данного показателя при более точном учете вполне очевидна.

1.5 Выводы

1. Рассмотрена тенденция преимущественного применения вариантов схем синхронных электромагнитных машин ударного действия, для которых возвратно-поступательное движение ударной массы бойка синхронизировано по времени с частотой подаваемых на катушку или систему катушек импульсов напряжения от источника питания промышленной частоты 50 Гц. Выполнен структурный анализ и дана краткая характеристика существующих и новых вариантов схем СЭМУД.

2. На уровне изобретений предложены новые варианты СЭМУД и реализованные на их основе новые способы управления, направленные на улучшение эксплуатационных характеристик машин, повышение их энергетических показателей и электромагнитной совместимости при питании от промышленных источников электроэнергии. Новизна технических решений подтверждена патентами на изобретения.

3. С помощью конечно-элементного моделирования магнитного поля показано влияние профиля магнитной цепи ЛЭМД одного габарита и веса на выходные характеристики из условия их экономичности. Полученные величины конструктивных факторов, соответствующих наибольшему выигрышу по усилию, для ЛЭМД с каноническим профилем магнитной цепи находятся в пределах рационального применения, рекомендованных другими авторами.

4. На основании понятия теплового критерия установлена связь между объемом, теплоотдающей поверхностью и линейными размерами геометрически подобных ЛЭМД.

5. Выбор ЛЭМД для привода СЭМУД целесообразно вести по широко распространенным в практике значениям показателя «конструктивный фактор», используя установленные связи между условиями максимальной экономичности, с одной стороны, и конструктивным исполнением и основными геометрическими соотношениями размеров, с другой стороны, что по-прежнему сохраняет свою актуальность.

Область исследования полученных и дополненных к настоящему времени пределов рационального применения того или иного типа ЛЭМД ограничена для широкого использования значениями приводимой полезной работы и одинаковым установившимся перегревом для длительного режима включения.

6. Области рациональных значений конструктивных факторов целесообразно определять из анализа расчетных тяговых характеристик ЛЭМД, полученных с помощью конечно-элементного моделирования магнитного поля, что упрощает решение задачи многовариантного поиска, расширяет возможности исследований и повышает качество их результатов.

На примере расчета магнитного поля типовой конструкции цилиндрического ЛЭМД установлены зависимости, позволяющие дать количественную оценку влияния определяющих величин температуры нагрева, объема геометрически подобных магнитных систем и соотношения главных размеров на значения конструктивного фактора и показателя экономичности. Выполненные исследования свидетельствуют о возможности разработки методики более точного учета этих величин при выборе конструктивного типа ЛЭМД с различным профилем магнитной цепи.

Глава 2 РАБОЧИЕ ЦИКЛЫ И ПРОЦЕССЫ ЭНЕРГОПРЕОБРАЗОВАНИЯ В СЭМУД ПРИ ПЕРЕДАЧЕ ЭНЕРГИИ

Обоснование и разработка рабочего цикла СЭМУД тесно связаны с согласованием характеристик циклического электромагнитного двигателя (привода) с ударной нагрузкой, при этом обеспечить согласование характеристик можно различными путями, в том числе и такими, когда их согласование будет в ущерб энергетическим показателям [41].

Динамика рабочего цикла, как правило, определяет процесс энергопреобразования, от которого зависят энергетические характеристики СЭМУД.

Чтобы разработать экономичную, производительную, с высокими удельными характеристиками СЭМУД необходимо изучить особенности энергопреобразовательных процессов, происходящих при работе циклической ударной машины, научиться управлять рабочим процессом и знать основные параметры, характеризующие рабочий процесс, а именно, энергию и частоту ударов; скорость и ускорение движения бойка за цикл; КПД машины; установить взаимосвязь между этими параметрами [44].

Задачи повышения удельных энергетических показателей импульсных электромагнитных машин непосредственно связаны с эффективностью преобразования магнитной энергии в механическую энергию при движении бойка [20].

При анализе рабочих циклов и присущих им процессов энергопреобразования в равной степени уделялось внимание особенностям построения конструкций СЭМУД и общим закономерностям при передаче энергии ударом в деформируемую среду в режиме вынужденных колебаний механической системы.

Подходы к изучению эффективности преобразования электрической энергии в полезную механическую работу основаны на оценке состояния элементов электрической, магнитной и механической части системы электромагнитного устройства. В своем большинстве существующий анализ рабочих процессов основан на статических подходах посредством сравнения и анализа элементарных магнитных циклов или режимов работы с позиций закона сохранения энергии для случая однократного ускорения бойка в магнитном поле катушки при нулевых начальных условиях [132–138].

Существенно отличается анализ энергопреобразовательных процессов, использующий в своей основе понятие скорости этих процессов, а также анализ, учитываю-

ций механическое состояние системы и действие внешних сил [139–142].

Также следует принять во внимание, что полезная работа, совершаемая циклической электромагнитной машиной, имеет импульсный характер, и увеличение энергии удара при питании от однофазного источника напряжения промышленной частоты может быть ограничено значениями допустимой импульсной мощности самого источника.

Одним из перспективных направлений создания СЭМУД с повышенной энергией удара и допустимой электромагнитной совместимостью с питающей сетью является разработка новых рабочих циклов и способов управления, позволяющих снизить амплитуду тока и уменьшить влияние работы электропривода на питающую сеть.

Представленные в данной главе результаты качественного анализа рабочих циклов этих машин показывают принципиальную возможность в реализации рабочих циклов с механической импульсной мощностью на выходе, сопоставимой или превышающей импульсную мощность источника, без дополнительного использования для этих целей специальных накопительных устройств.

2.1 Реализация рабочих циклов СЭМУД при передаче кинетической энергии

За счет постоянного поддержания механической системой СЭМУД режима вынужденных колебаний бойка данный класс машин от одно- и редкоударных электромагнитных машин, отличается более высоким КПД энергопреобразования при передаче энергии ударом [13, 32]. Энергия удара для большинства машин находится в диапазоне $A_{уд} = 2,5 \dots 15$ Дж, а частота ударов бойка не превышает значения 50 с^{-1} , что составляет 3000 ударов в минуту [41, 145].

Как правило, синхронная частота механических колебаний бойка равна или кратна частоте питающей сети. В зависимости от способа управления электромагнитной машиной ее полный рабочий цикл осуществляется за время одного или нескольких периодов напряжения питающего источника, что при частоте $f = 50$ Гц обеспечивает синхронную частоту ударов бойка $n_{уд} = \frac{f}{2p} [\text{с}^{-1}]$ и длительность времени ра-

бочего цикла $t_{ц} = \frac{2p}{f} [\text{с}]$, где $2p = 1, 2, 3 \dots$ – число периодов напряжения в течение

времени полного рабочего цикла.

Наметившаяся за последнее время тенденция в использовании вариантов схем синхронных электромагнитных ударных машин с кратким анализом взаимодействия электрической, магнитной и механической подсистем рассмотрена в [64, 66]. Несмотря на имеющееся разнообразие вариантов схем СЭМУД, многие из них идентичны между собой по способу организации возвратно-поступательного движения ударной массы бойка.

Среди одно- и двухкатушечных синхронных электромагнитных машин ударного действия следует выделить основные варианты схем.

На рисунках 2.1 – 2.6 показаны основные варианты схем СЭМУД и свойственные их рабочим циклам диаграммы перемещения бойка – x , напряжения – u и тока – i катушки, получающей питание от однофазного источника напряжения промышленной частоты $f = 50$ Гц; $u_{рх}$, $i_{рх}$ – напряжение и ток катушки прямого (рабочего) хода; $u_{ох}$, $i_{ох}$ – напряжение и ток катушки обратного хода.

Ударный узел синхронных электромагнитных машин, объединяющий в себе элементы магнитной и механической подсистем, включает набор стандартных элементов: рабочий инструмент – 1; определяющий ударную массу боек – 2; магнитопровод – 3; реверсирующее устройство, выполненное в виде безынерционного упругого звена (цилиндрической пружины) – 4, либо совмещенного с ним инерционного звена (массивного инерционного преобразователя) – 7, выполненного большей массой по отношению к массе бойка 2; намагничивающую катушку – 5 в варианте схемы на рисунке 2.1 и намагничивающие катушки прямого (рабочего) – 5 и обратного – 6 хода в вариантах схем на рисунках 2.2 – 2.6.

Незначительные на первый взгляд различия в вариантах схем синхронных электромагнитных машин имеют существенное значение при определении способа организации возвратно-поступательного движения ударной массы. Эти различия особенно заметны в выборе упругого звена, осуществляющего остановку, реверс и разгон бойка в обратном направлении, в разнице линейных размеров катушек, зависящей от времени движения бойка и его длины. Принимаемые решения являются вынужденной мерой, направленной на поддержание устойчивости синхронного режима работы.

Среди однокатушечных вариантов схем наибольшее практическое применение получила СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка (рисунок 2.1) [44,

146]. Данный вариант схемы применялся в ручном ударном электроинструменте типа МС-15, МС-16, МС-18 и т.д. [44].

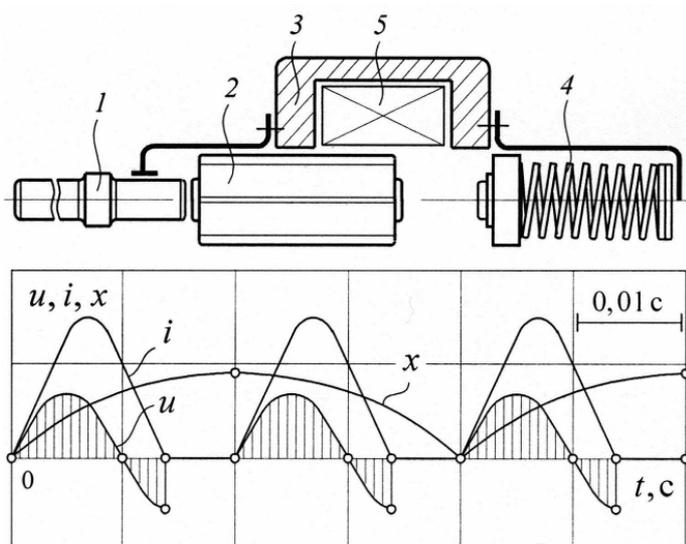


Рисунок 2.1 – Однокатушечная СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка

Полный рабочий цикл ударного узла машины осуществляется за время двух периодов напряжения, обеспечивая синхронную частоту ударов $n_{уд} = 25 \text{ с}^{-1}$ (1500 уд/мин) и длительность времени рабочего цикла $t_{ц} = 0,04 \text{ с}$. Синхронизация возвратно-поступательного движения бойка 2 с напряжением источника, подаваемым на катушку 5, осуществляется при свободном выбеге бойка за пределы катушки. Питание машина получает от однофазного источника по однополупериодной схеме выпрямления. Для реализации рабочего цикла со свободным выбегом бойка используется одна катушка, обеспечивающая разгон ударной массы бойка электромагнитными силами в двух направлениях.

Рабочий ход бойка в сторону рабочего инструмента выполняется под действием электромагнитных сил катушки и упругих сил безынерционного звена (пружины). Обратный ход бойка происходит только под действием электромагнитных сил катушки.

Двухкатушечные варианты схем (рисунки 2.2 – 2.6) отличаются более широкими возможностями при реализации рабочих циклов. Наибольшее практическое использование получили варианты СЭМУД с пружинным и инерционным реверсом бойка (рисунок 2.2). По данным вариантам схем выполнены ударные узлы электро-

инструментов СЦ-2, ИЭ-4207, ИЭ-4709, ИЭ-4724 и ERP-1000 [13, 40].

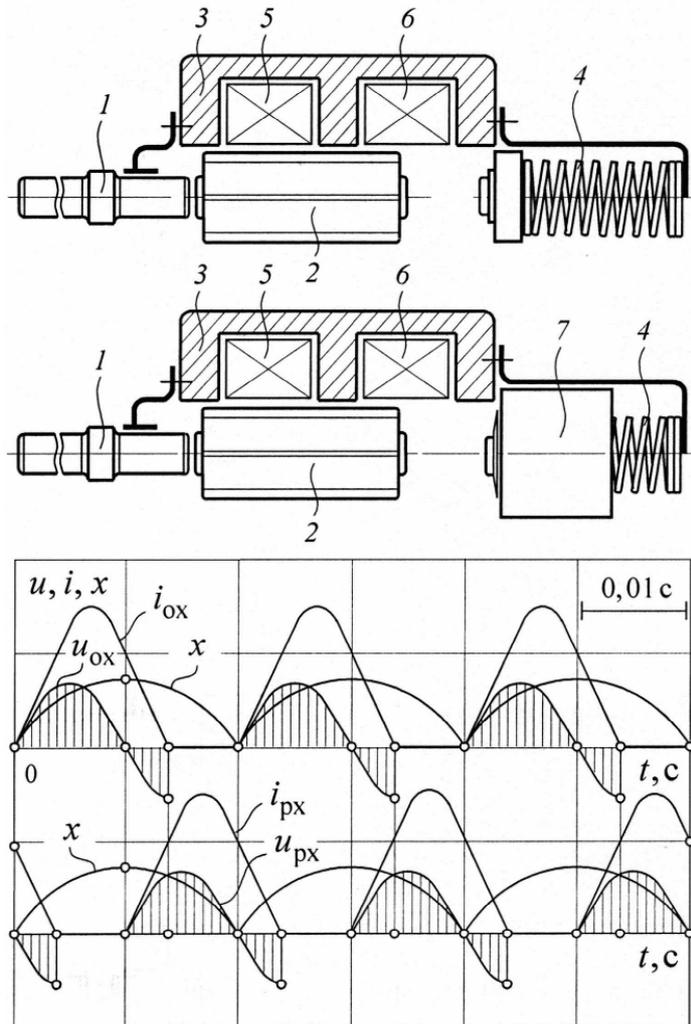


Рисунок 2.2 – Двухкатушечная СЭМУД с постоянным воздействием на боек электромагнитных сил

Для реализации рабочего цикла таких машин используется система из двух катушек, обеспечивающих разгон ударной массы электромагнитными силами в прямом и обратном направлениях. При одинаковом рабочем цикле отличие вариантов схем ударных узлов на рисунке 2.2 только в том, что в варианте с инерционным реверсом изменение направления движения бойка происходит за счет его соударения с большей массой, движущейся ему навстречу [52, 56, 78–80]. Полный рабочий цикл ударного узла СЭМУД осуществляется за время одного периода напряжения, что обеспечивает синхронную частоту ударов $n_{уд} = 50 c^{-1}$ (3000 уд/мин) и длительность времени рабочего цикла $t_{ц} = 0,02 c$.

Синхронизация возвратно-поступательного движения бойка осуществляется подачей на катушки полувольт питающего напряжения разной полярности по однополупериодной схеме выпрямления при постоянном воздействии на боек электромагнитных сил.

Понизить частоту ударов и величину тока позволяет вариант СЭМУД со свободным выбегом бойка в катушке прямого хода (рисунок 2.3) и аналогичный ему вариант машины со свободным выбегом бойка в катушке обратного хода (рисунок 2.4).

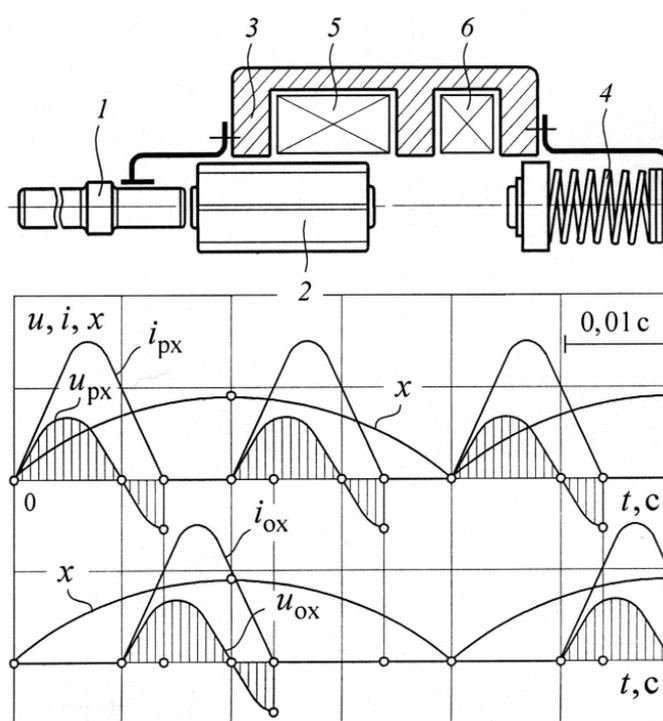


Рисунок 2.3 – Двухкатушечная СЭМУД со свободным выбегом бойка в катушке прямого хода

В отличие от варианта схемы на рисунке 2.2, получающей необходимую кинетическую энергию для ускорения бойка за два импульса тока, в вариантах схем на рисунке 2.3 и на рисунке 2.4 боек получает необходимую кинетическую энергию за три импульса тока в течение времени рабочего цикла.

Способ управления по варианту схемы на рисунке 2.3 состоит в том, что первую и третью полувольту напряжения подают на катушку прямого хода 5, вторую полувольту напряжения на катушку обратного хода 6, а после паузы в течение нечетного числа полувольт повторяют указанную последовательность подачи полувольт напряжений на катушки [24, 83]. Таким образом, за время одного рабочего цикла две

полуволны напряжения подается на катушку прямого хода и одна полуволна напряжения на катушку обратного хода.

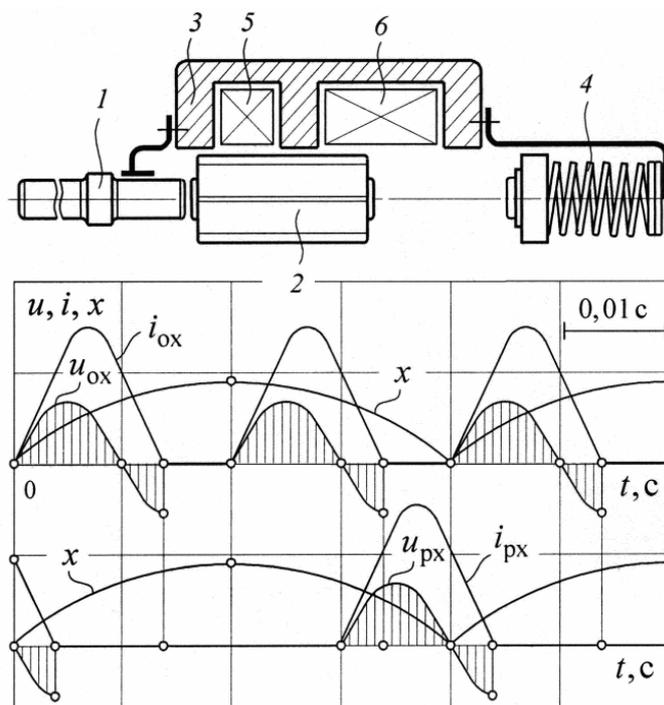


Рисунок 2.4 – Двухкатушечная СЭМУД со свободным выбегом бойка в катушке обратного хода

При изменении указанной последовательности в подаче полуолн напряжений на катушки прямого и обратного хода может быть реализован способ управления по варианту схемы рисунок 2.4. При питании от источника напряжения промышленной частоты 50 Гц полный рабочий цикл осуществляется за время двух периодов напряжения, что обеспечивает синхронную частоту ударов бойка $n_{уд} = 25 \text{ с}^{-1}$ (1500 уд/мин) и длительность времени рабочего цикла $t_{ц} = 0,04 \text{ с}$.

В следующем варианте схемы на рисунке 2.5, с инерционным реверсом, необходимая кинетическая энергия бойка также достигается за три импульса тока в течение времени рабочего цикла.

Для увеличения ударной мощности СЭМУД в [61, 66, 148] предложен способ управления, при котором первые две полуолны напряжения разной полярности подают на катушку обратного хода б, а третью полуолну напряжения – на катушку прямого хода 5, с повторением указанной последовательности подачи полуолн напряжения и без паузы между циклами (рисунок 2.5).

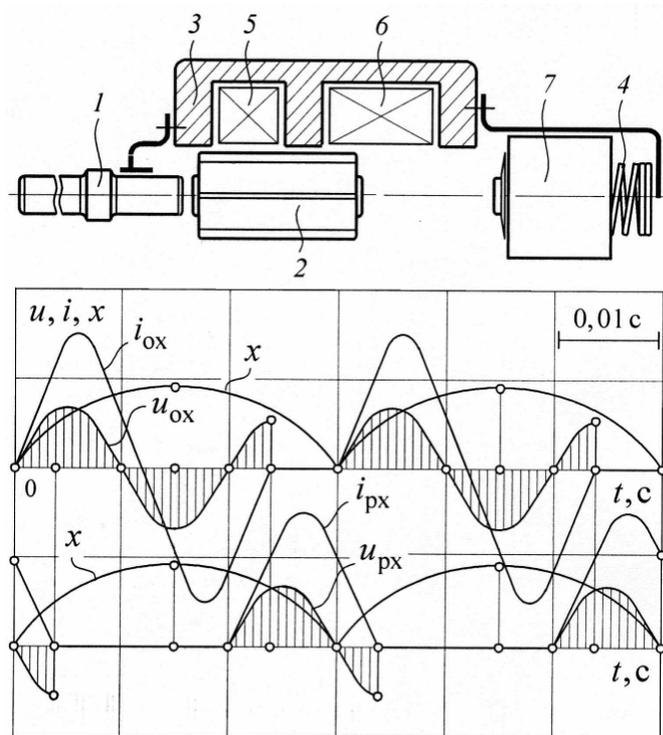


Рисунок 2.5 – Двухкатушечная СЭМУД с инерционным реверсом бойка и пониженной частотой ударов

От вариантов схем СЭМУД на рисунке 2.3 и рисунке 2.4 предлагаемый способ управления отличается пониженной синхронной частотой ударов $n_{уд} = 33,3 \text{ с}^{-1}$, (2000 уд/мин) и длительностью времени рабочего цикла $t_{ц} = 0,03 \text{ с}$.

В двухкатушечном варианте СЭМУД на рисунке 2.6 реализован рабочий цикл со свободным выбегом бойка в катушке прямого и обратного хода [60, 81, 147–149]. Свободный выбег бойка осуществляется за счет создания паузы в подаче полуволн напряжения на катушки прямого 5 и обратного 6 хода, за время которой боек движется по инерции в сторону упругого безынерционного звена 4 или рабочего инструмента 1. Таким образом, в предложенном способе управления обе катушки используются дважды за полный рабочий цикл, и за счет этого боек приобретает необходимую кинетическую энергию за четыре импульса тока.

Полный рабочий цикл ударного узла осуществляется за время трех периодов напряжения, что обеспечивает синхронную частоту ударов $n_{уд} = 16,7 \text{ с}^{-1}$ (1000 уд/мин) и длительность времени рабочего цикла $t_{ц} = 0,06 \text{ с}$.

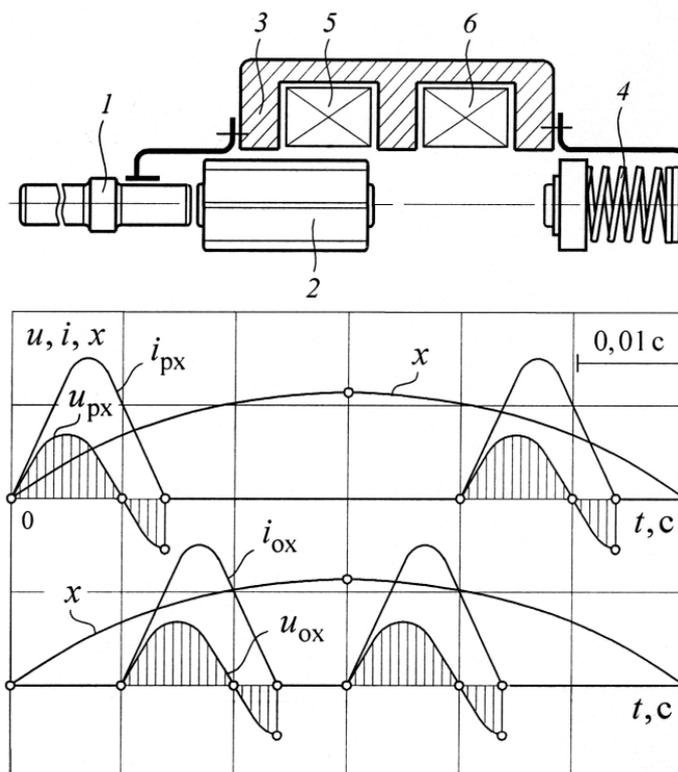


Рисунок 2.6 – Двухкатушечная СЭМУД со свободным выбегом бойка
в катушках прямого и обратного хода

В варианте СЭМУД на рисунке 2.7 с активным упругим инерционным звеном для увеличения энергии удара используется система из трех катушек [58, 150, 151]. Для реализации рабочего цикла используются катушки прямого 5 и обратного 6 хода, обеспечивающие разгон ударной массы бойка электромагнитными силами в двух направлениях. Дополнительная катушка 8 установлена с возможностью электромагнитного взаимодействия с массивным инерционным преобразователем 7, что повышает его конечную скорость и начальную скорость бойка, движущегося ему навстречу, при энергообмене ударом.

Полный рабочий цикл СЭМУД осуществляется за время одного периода напряжения, что обеспечивает синхронную частоту ударов $n_{уд} = 50 \text{ с}^{-1}$ (3000 уд/мин) и длительность времени рабочего цикла $t_{ц} = 0,02 \text{ с}$.

В отличие от своего двухкатушечного аналога на рисунке 2.6, введение дополнительной катушки (рисунок 2.7) усиливает взаимодействие бойка 2 с рабочим инструментом 1 за счет суммирования периодических импульсов сил с собственными вынужденными колебаниями механической системы.

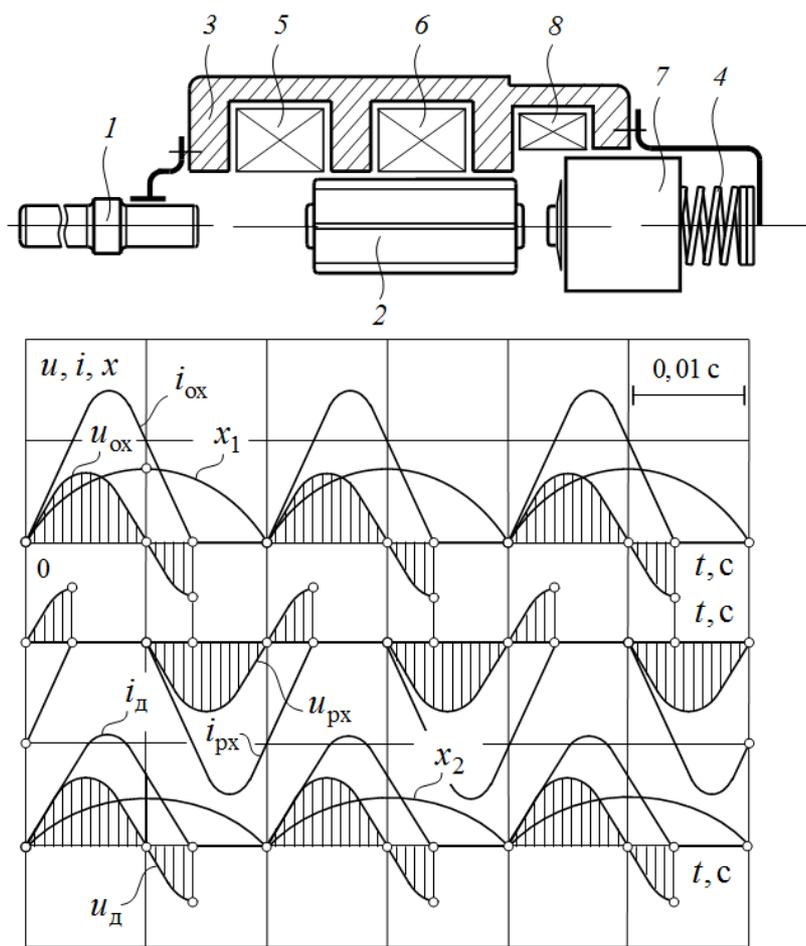


Рисунок 2.7 – Трехкатушечная СЭМУД с активным инерционным реверсом бойка

Синхронизация возвратно-поступательного движения бойка и активно взаимодействующего с ним инерционного преобразователя осуществляется подачей на катушки полуволн питающего напряжения разной полярности по однополупериодной схеме выпрямления, причем одна полуволна напряжения подается на катушку прямого хода, а вторая полуволна напряжения на катушку обратного хода и дополнительную катушку.

Результаты анализа вариантов схем. Точно оценить рациональность вариантов схем по способу получения возвратно-поступательного движения ударной массы на основе только детального анализа рабочих циклов или выходных характеристик СЭМУД является задачей весьма сложной.

Из анализа процессов энергопреобразования СЭМУД следует, что использование упругого безынерционного звена либо упругого инерционного преобразователя

для преобразования кинетической энергии ударной массы в потенциальную энергию при обратном ходе с последующим преобразованием в кинетическую энергию в период прямого хода, позволяет в разной степени ограничить амплитуду тока и снизить влияние работы циклической электромагнитной машины на питающую сеть. Вследствие того, что остановка и удержание бойка в одном из крайних положений рабочим процессом не предусмотрена, то КПД в своем классе линейных электромагнитных машин может достигать предельно высоких значений 40% и выше [145].

Относительно высокие значения КПД преобразования энергии связаны с тем, что кинетическая энергия при отскоке бойка от рабочего инструмента может аккумулироваться в упругих звеньях механической колебательной системы и суммироваться с энергией электромагнитных сил, создаваемых катушкой или системой катушек.

К достоинствам рабочего цикла по варианту схемы на рисунке 2.1 следует отнести возможность полного устранения электромагнитного торможения бойка, что положительно влияет на КПД энергопреобразования при передачи энергии ударом. Однако наличие двухстороннего свободного выбега бойка приводит к необходимости более точной настройки взаимодействия механической и магнитной подсистем. Также остановка бойка в положении, близком к магнитному равновесию, приводит к неустойчивому повторному запуску синхронной машины.

В варианте схемы на рисунке 2.2 постоянное воздействие на боек электромагнитных сил позволяет получать устойчивые режимы работы. В тоже время отсутствие механизма точной настройки режима вынужденных колебаний, а также вызванное рабочим процессом электромагнитное торможение бойка за счет перекрытия времени действия токов катушек прямого и обратного хода приводит к некоторому снижению КПД передачи энергии ударом.

Большой разброс изменения коэффициента отскока бойка от рабочего инструмента также приводит к нарушению синхронности его движения и к неустойчивым режимам работы ударного узла. Для повышения точности в настройке и устойчивости режима вынужденных колебаний может быть рассмотрено одно из предложенных автором решений [51, 53, 56].

Добиться снижения амплитуды тока и уменьшить влияние работы ударного узла на питающую сеть за счет понижения частоты ударов позволяют варианты схем на рисунках 2.3 – 2.6. Для снижения амплитуды тока в вариантах на рисунке 2.3 и на ри-

сунке 2.4 используются три полуволны напряжения за время двух периодов ($t_{ц} = 0,04$ с), что обеспечивает частоту ударов бойка $n_{уд} = 25$ с⁻¹ (1500 уд/мин).

В варианте на рисунке 2.5 за время рабочего цикла также используются три полуволны напряжения, однако за время неполных двух периодов $t_{ц} = 0,03$ с, что обеспечивает частоту ударов бойка $n_{уд} = 33,3$ с⁻¹ (2000 уд/мин).

Существенного понижения частоты ударов $n_{уд} = 16,7$ с⁻¹ (1000 уд/мин) можно добиться в варианте на рисунке 2.6, использующего для реализации рабочего цикла четыре полуволны напряжения. Длительность времени рабочего цикла ударного узла составляет время трех периодов напряжения $t_{ц} = 0,06$ с.

Параллельная работа катушки обратного хода и дополнительной катушки в трехкатушечном варианте (рисунок 2.7) повышает амплитуду тока при обратном ходе

Проведение более детального анализа СЭМУД, выполненных по вариантам схем на рисунках 2.3 – 2.7, усложняется тем, что рабочие циклы таких машин еще мало исследованы.

Диапазон распределения показателей, полученный на основе анализа характеристик СЭМУД, используемых преимущественно в ударном электроинструменте [145], приведен в таблице 2.1.

Таблица 2.1 – Диапазоны распределения показателей СЭМУД

Показатель	с одной катушкой	с двумя катушками
Энергия удара: A_y , Дж	3 ... 4	2,5 ... 6
Ударная мощность: P_y , Вт	75 ... 100	100 ... 315
К.п.д.: η , %	31 ... 42	31 ... 45
Удельная энергия удара: A_y / M , Дж/кг	0,89 ... 1,43	0,83 ... 1,47
Удельная ударная мощность: P_y / M , Вт/кг	22,6 ... 35,7	44,6 ... 73,3
Частота ударов бойка: с ⁻¹	25	50

При расчете удельной энергии удара и удельной ударной мощности во внимание принималась только масса ударного узла без рабочего инструмента.

Для обеспечения необходимого чередования полуволн напряжения, подаваемых на катушки, в вариантах схем на рисунках 2.3 – 2.7 требуется создание специаль-

ных устройств управления.

Использование двухкатушечных вариантов схем в режиме вынужденных колебаний допускает понижение частоты ударов до $16,7 \text{ с}^{-1}$.

В заключении также следует отметить, что реализация рабочих циклов СЭМУД с более низкой частотой ударов возможна только с увеличением числа катушек. Однако в связи с имеющимися сложностями в поддержании режима вынужденных колебаний системы с тремя и более катушками в настоящее время широкого практического применения не получили.

2.2 Рабочий цикл однокатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка

Один из возможных вариантов исполнения ударного узла однокатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка и его рабочий цикл приведены на рисунке 2.8 [44, 64]. Достоинством данного рабочего цикла является возможность в достижении высоких удельных показателей и КПД передачи энергии ударом [145].

Анализ возможных режимов энергопреобразования рабочего цикла однокатушечной СЭМУД на основе закона сохранения энергии достаточно полно изложен в работе [44]. Однако, несмотря на его широкую известность и давнее практическое использование, подробный анализ процессов энергопреобразования электрической энергии в механическую работу за полный рабочий цикл в научной литературе отсутствует.

Полный рабочий цикл однокатушечной СЭМУД (рисунок 2.8) приведен в виде диаграммы перемещения бойка x , напряжения u и тока i катушки, получающей питание от переменного однофазного тока по схеме однополупериодного выпрямления.

Свободный выбег бойка в направлении пружинного буфера (безынерционного упругого звена) выполняется в период бестоковой паузы на интервале времени $t_2 \dots t_3$, в течение которой боек, двигаясь по инерции, сжимает пружину. В период второй бестоковой паузы $t_5 \dots t_6$ свободный выбег бойка осуществляется в направлении рабочего инструмента и в момент времени t_6 наносит по нему удар.

Далее цикл повторяется. Таким образом, одна и та же катушка используется дважды за цикл для совершения прямого и обратного хода.

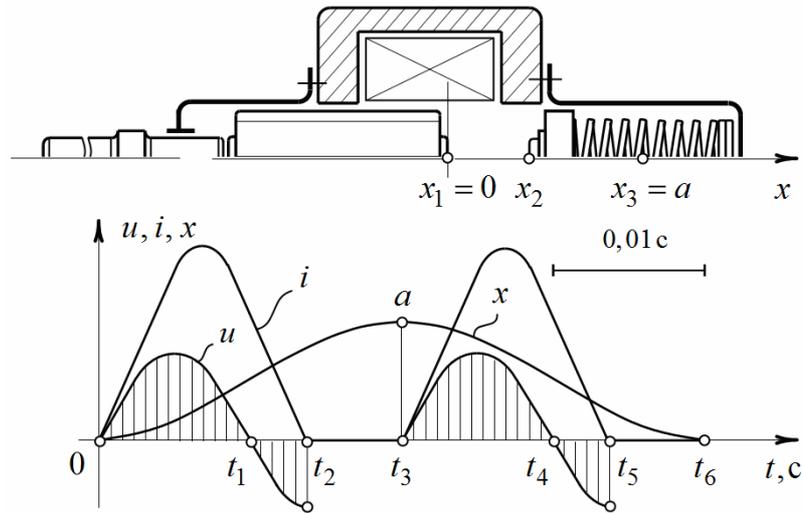


Рисунок 2.8 – Рабочий цикл однокатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка

В соответствии с цикличностью повторяющихся процессов последовательно рассмотрим механизм преобразования электрической энергии в механическую работу, принимая во внимание ранее полученные результаты [146].

Для упрощения анализа силами сопротивления движению бойка пренебрегаем. Также полагаем, что к началу рассматриваемого интервала времени $0 \dots t_1$ ударный узел обладает определенным начальным запасом кинетической энергии, приобретенной при отскоке бойка от рабочего инструмента в предыдущем цикле.

Первый этап рабочего цикла связан с обратным ходом бойка и его перемещением в направлении пружины. Он начинается с момента времени $t = 0$ ($x_1 = 0$) подачи импульса напряжения на катушку (рисунок 2.8).

Электрическая энергия, поступающая из сети, расходуется на изменение кинетической энергии бойка и его ускорение, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки. Уравнение энергетического баланса

$$\int_0^{t_1} (ui - i^2 r) dt = \int_0^{t_1} f_{ЭМ} v dt + \Delta w_M(x, t), \quad (2.1)$$

где ui – мощность источника; $i^2 r$ – мощность тепловых потерь катушки; v – скорость перемещения бойка; $f_{ЭМ}$ – электромагнитная сила катушки; $\Delta w_M(x, t)$ – приращение энергии магнитного поля катушки.

Первый член правой части выражения (2.1) представляет работу электромагнитных сил по ускорению бойка в магнитном поле катушки

$$\int_0^{t_1} f_{\text{ЭМ}} v dt = \int_0^{v_1} mv dv, \quad (2.2)$$

где v_1 – скорость бойка к моменту времени t_1 ; m – масса бойка.

Движение бойка на интервале $0 \dots t_1$ может сопровождаться с некоторым запасом кинетической энергии, приобретенной вследствие отскока бойка от рабочего инструмента в момент времени $t = 0$ (рисунок 2.8).

При наличии внешнего импульса силы, направленного согласно с электромагнитным усилием катушки, уравнение баланса энергии механической системы на интервале времени $0 \dots t_1$ при сохранении баланса (2.1), учитывая работу электромагнитных сил (2.2), может быть представлено в виде

$$\frac{mv_0^2}{2} + \int_{v_0}^{v_1} mv dv = \frac{mv_1^2}{2}, \quad (2.3)$$

где $\frac{mv_1^2}{2}$ – кинетическая энергия бойка к моменту времени t_1 ; v_0 – начальная скорость бойка при отскоке от рабочего инструмента

На интервале времени $t_1 \dots t_2$ (рисунок 2.8) электрическая энергия из сети катушкой не потребляется. Механическая работа совершается только за счет энергии магнитного поля катушки, часть которой расходуется на увеличение кинетической энергии бойка и частично в виде электрической энергии может генерироваться обратно в сеть, компенсируя энергию тепловые потери в катушке. Уравнение энергетического баланса может быть представлено в виде

$$\Delta w_{\text{М}}(x, t) = \int_{t_1}^{t_2} f_{\text{ЭМ}} v dt + \int_{t_1}^{t_2} i^2 r dt + \Delta w_{\text{ЭЛ}}(x, t), \quad (2.4)$$

где $\Delta w_{\text{ЭЛ}}(x, t)$ – электрическая энергия, генерируемая в сеть; $\int_{t_1}^{t_2} f_{\text{ЭМ}} v dt = \int_{v_1}^{v_2} mv dv$ – ра-

бота электромагнитных сил по ускорению бойка, преобразуемая в кинетическую энергию; v_2 – скорость бойка к моменту времени t_2 .

В период бестоковой паузы $t_2 \dots t_3$ осуществляется свободный выбег бойка в

сторону безынерционного упругого звена при обесточенной катушке. За счет запаса кинетической энергии боек движется по инерции и сжимает пружину. При этом вся кинетическая энергия бойка переходит в потенциальную энергию упругого звена при сжатии пружины. Принимая во внимание баланс энергий (2.3) и (2.4), запишем

$$\frac{mv_0^2}{2} + \int_{v_0}^{v_1} mv dv + \int_{v_1}^{v_2} mv dv = \int_{x_2}^{x_3} kx dx, \quad (2.5)$$

где k – коэффициент жесткости пружины; kx – усилие сжатия пружины.

В точке a на кривой хода бойка (рисунок 2.8), соответствующей моменту времени t_3 и координате перемещения x_3 , выполняется реверс бойка и смена знака его скорости движения на противоположную.

Следующая часть рабочего цикла электромагнитной машины, на интервале времени $t_3 \dots t_6$ (рисунок 2.8), будет характеризоваться ускоренным движением бойка в сторону рабочего инструмента.

На интервале времени $t_3 \dots t_4$ движение бойка осуществляется под действием сил упругого звена, обладающего запасом потенциальной энергии, и электрической энергии, поступающей из сети, которая расходуется на изменение кинетической энергии при ускорении бойка, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки. Уравнение баланса энергии на данном интервале

$$\int_{t_3}^{t_4} (ui - i^2 r) dt + \int_{x_3}^{x_2} kx dx = \int_{v_3}^{v_4} mv dv + \Delta w_M(x, t), \quad (2.6)$$

где $v_3 = 0$ – начальная скорость бойка при реверсе.

Первый член в правой части баланса (2.6) определяет кинетическую энергию бойка к моменту времени t_4

$$\int_{v_3=0}^{v_4} mv dv = \int_{x_3}^{x_2} kx dx + \int_{t_3}^{t_4} f_{ЭМ} v dt. \quad (2.7)$$

На интервале времени $t_4 \dots t_5$ (рисунок 2.8) электрическая энергия из сети не поступает, механическая работа совершается только за счет накопленной энергии магнитного поля катушки, которая частично расходуется на увеличение кинетической энергии движущегося в сторону рабочего инструмента бойка и частично генерируется в виде электрической энергии обратно в сеть, компенсируя энергию тепловых по-

терь в катушке

$$\Delta w_M(x, t) = \int_{t_4}^{t_5} f_{ЭМ} v dt + \int_{t_4}^{t_5} i^2 r dt + \Delta w_{ЭЛ}(x, t). \quad (2.8)$$

В период бестоковой паузы $t_5 \dots t_6$ (рисунок 2.8) осуществляется свободный выбег бойка и в момент времени t_6 боек, двигаясь по инерции, наносит удар по рабочему инструменту. Далее цикл повторяется.

Таким образом, одна катушка используется дважды за полный рабочий цикл, и боек приобретает необходимую кинетическую энергию за счет подачи двух импульсов напряжения питающего источника.

Кинетическая энергия бойка за полный рабочий цикл будет определяться запасом потенциальной энергии при сжатии пружины и работой электромагнитных сил по увеличению кинетической энергии бойка при его перемещении в направлении рабочего инструмента, что будет соответствовать балансу энергий

$$\int_{x_3}^{x_2} k x dx + \int_{v_3=0}^{v_4} m v dv + \int_{v_4}^{v_5} m v dv = \frac{m v_{уд}^2}{2}, \quad (2.9)$$

где $v_{уд} = v_5$ – предударная скорость бойка; $\frac{m v_{уд}^2}{2}$ – кинетическая энергия бойка по завершению рабочего цикла.

В момент удара по рабочему инструменту передается только часть кинетической энергии в виде импульса силы, другая часть кинетической энергии при отскоке бойка от рабочего инструмента используется в следующем рабочем цикле.

Эффективность передачи энергии ударом в этом случае может быть определена

$$A_{уд} = \left(1 - k_{от}^2\right) \frac{m v_{уд}^2}{2}, \quad (2.10)$$

где $k_{от} = \frac{v_0}{v_{уд}}$ – коэффициент отскока бойка от рабочего инструмента.

Выражения (2.1) – (2.10) отражают баланс энергий электромеханической системы ударного узла СЭМУД за полный рабочий цикл.

Процесс энергопреобразования рассмотрен для случае полной синхронизации в работе электрической, магнитной и механической подсистем ударного узла.

Согласованность в работе указанных подсистем определяется тем, что при вы-

ходе бойка из положения магнитного равновесия относительно полюсной системы катушки ток должен быть равен нулю. На диаграмме (рисунок 2.8) это момент времени t_2 при обратном ходе и момент времени t_5 при прямом ходе. В противном случае возникает электромагнитное торможение бойка.

Результаты анализа процесса энергопреобразования за полный рабочий цикл показывают, что использование пружины, в качестве безынерционного упругого звена, для преобразования кинетической энергии ударной массы бойка в потенциальную энергию при обратном ходе с последующим преобразованием в кинетическую энергию при прямом ходе, позволяет получать ударную мощность, превосходящую импульсную мощность источника, и тем самым, позволяет снизить амплитуду тока и влияние работы СЭМУД на питающую сеть, что улучшает электромагнитную совместимость машины при питании от однофазного источника.

2.3 Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с безынерционным реверсом бойка

Вариант исполнения и рабочий цикл ударного узла двухкатушечной СЭМУД с безынерционным упругим звеном в виде цилиндрической пружины приведен на рисунке 2.9. Для реализации рабочего цикла используется система из двух катушек, обеспечивающих разгон ударной массы бойка электромагнитными силами в прямом и обратном направлениях [41, 40, 64].

Синхронизация возвратно-поступательного движения ударной массы бойка с питающим напряжением источника, поочередно подаваемым на катушки, осуществляется при постоянном воздействии на боек электромагнитных сил. Реализация рабочих циклов с постоянным воздействием на боек электромагнитных сил позволяет получать устойчивые режимы работы в широком диапазоне коэффициента отскока бойка от рабочего инструмента за счет перекрытия времени действия электромагнитного усилия, создаваемого катушками прямого и обратного хода [24].

Полный рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД осуществляется за время одного периода напряжения питающего источника $f = 50 \text{ Гц}$.

Энергопреобразование по собственным рабочему циклу динамическим процессам и идентичности их повторения рассмотрим на интервалах их следования сог-

ласно диаграмме на рисунке 2.9.

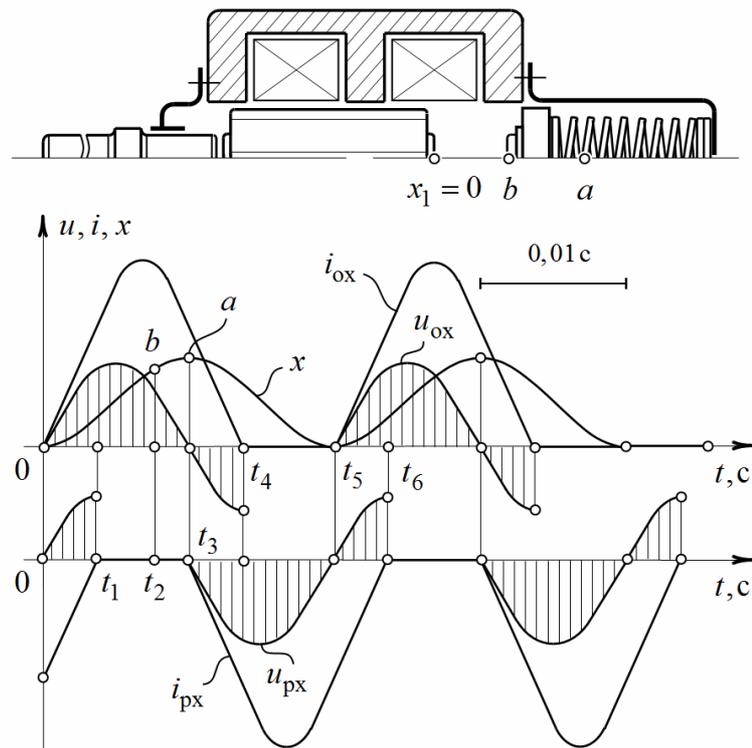


Рисунок 2.9 – Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с безынерционным реверсом бойка

Для упрощения анализа силами сопротивления движению бойка пренебрегаем. Также полагаем, что при условии цикличности работы на момент времени $t = 0$, механическая система обладает определенным запасом кинетической энергии, приобретенной в предыдущем цикле при отскоке бойка от рабочего инструмента.

Первый этап рабочего цикла совместим со временем обратного хода бойка. Данный этап начинается с момента времени $t = 0$ ($x_1 = 0$) и совпадает со временем подачи импульса напряжения u_{ox} на катушку обратного хода (рисунок 2.9).

Период времени $0 \dots t_3$ характеризуется ускоренным движением бойка под действием электромагнитных сил катушки обратного хода в направлении безынерционного упругого звена.

Одновременно на интервале $0 \dots t_1$ при выходе бойка из положения магнитного равновесия относительно полюсной системы катушки прямого хода процесс энергопреобразования будет характеризоваться электромагнитным торможением бойка катушкой прямого хода. Электрическая энергия из сети катушкой прямого хода не по-

требуется. Механическая работа внешних сил, затраченная на преодоление электромагнитного торможения бойка, преобразуется в магнитную с последующим преобразованием в электрическую энергию и генерируется обратно в сеть, компенсируя при этом энергию тепловых потерь. Уравнение энергетического баланса катушки прямого хода на данном промежутке времени

$$\Delta w_{\text{м.рх}}(x, t) + \int_0^{t_1} f_{\text{эм.рх}} v dt = \int_0^{t_1} i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}} dt + \Delta w_{\text{эл.рх}}(x, t), \quad (2.11)$$

где $\Delta w_{\text{м.рх}}(x, t)$ – энергия магнитного поля катушки прямого хода, запасенная в предыдущем цикле; $f_{\text{эм.рх}}$ – электромагнитная сила катушки прямого хода; v – скорость движения бойка; $i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}}$ – мощность тепловых потерь катушки прямого хода; $\Delta w_{\text{эл.рх}}(x, t)$ – электрическая энергия, генерируемая обратно в сеть катушкой прямого хода; $r_{\text{рх}}$ – сопротивление катушки прямого хода.

На интервале времени $0 \dots t_2$ (рисунок 2.9) движение бойка в направлении безынерционного упруго звена осуществляется с некоторым запасом кинетической энергии, приобретенной после его отскока от рабочего инструмента.

Электрическая энергия, потребляемая из сети катушкой обратного хода, расходуется на изменение кинетической энергии бойка при его ускорении, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки, а также на компенсацию на интервале времени $0 \dots t_1$ внешней силы электромагнитного торможения бойка катушкой прямого хода.

Для данного интервала времени уравнение баланса энергий системы с учетом компенсации энергии электромагнитного торможения бойка следует представить в виде

$$\int_0^{t_2} (u_{\text{ох}} i_{\text{ох}} - i_{\text{ох}}^2 r_{\text{ох}}) dt = \int_{v_0}^{v_2} m v dv + \int_0^{t_1} f_{\text{эм.рх}} v dt + \Delta w_{\text{м.ох}}(x, t), \quad (2.12)$$

где $u_{\text{ох}} i_{\text{ох}}$ – мощность источника; $i_{\text{ох}}^2 r_{\text{ох}}$ – мощность тепловых потерь катушки обратного хода; m , v_0 – соответственно масса бойка и его начальная скорость в момент времени $t = 0$, т.е. в начале рабочего цикла; v_2 – скорость бойка в момент времени t_2 , $\Delta w_{\text{м.ох}}(x, t)$ – приращение энергии магнитного поля катушки обратного хода.

В уравнении баланса составляющая $\int_0^{t_1} f_{\text{ЭМ.ПХ}} v dt$ определяет энергию, затраченную на компенсацию усилия электромагнитного торможения бойка катушкой прямого хода, а составляющая $\int_{v_0}^{v_2} mv dv$ определяет кинетическую энергию бойка, равную работе электромагнитных сил катушки обратного хода при ускорении бойка, которую можно представить в виде

$$\int_{v_0}^{v_2} mv dv = \int_0^{t_2} f_{\text{ЭМ.ОХ}} v dt - \int_0^{t_1} f_{\text{ЭМ.ПХ}} v dt, \quad (2.13)$$

где $\int_0^{t_2} f_{\text{ЭМ.ОХ}} v dt$ – работа электромагнитных сил катушки обратного хода по увеличению кинетической энергии бойка и компенсации на интервале $0 \dots t_1$ усилия электромагнитного торможения бойка катушкой прямого хода.

Здесь следует отметить, что в зависимости от внешних условий, определяющих начальную скорость бойка v_0 (при ненулевых начальных условиях), компенсация усилия электромагнитного торможения бойка может также выполняться за счет составляющей кинетической энергии бойка при отскоке от рабочего инструмента в предыдущем цикле $\frac{mv_0^2}{2}$. В этом случае к моменту времени t_2 в точке с координатой положения бойка $x_2 = b$ (рисунок 2.9) и при наличии импульса силы энергии при отскоке бойка, направленного согласно с электромагнитным усилием катушки, его кинетическая энергия достигает значения

$$\frac{mv_0^2}{2} + \int_{v_0}^{v_2} mv dv = \frac{mv_2^2}{2}. \quad (2.14)$$

На интервале времени $t_2 \dots t_3$ в диапазоне перемещения бойка $x_2 \dots x_3$ вся кинетическая энергия переходит в потенциальную энергию при сжатии упругого звена

$$\frac{mv_0^2}{2} + \int_{v_0}^{v_2} mv dv + \int_{v_2}^{v_3} mv dv = \int_{x_2=b}^{x_3=a} kx dx, \quad (2.15)$$

Таким образом, принимая во внимание (2.12) – (2.15), уравнение энергетичес-

кого баланса за время движения на интервале времени $0 \dots t_3$ запишется

$$\int_0^{t_3} (u_{\text{оx}} i_{\text{оx}} - i_{\text{оx}}^2 r_{\text{оx}}) dt + \frac{mv_0^2}{2} = \int_{x_2=b}^{x_3=a} kx dx + \int_0^{t_1} f_{\text{эм.рх}} v dt + \Delta w_{\text{м.оx}}(x, t). \quad (2.16)$$

В точке a на кривой хода бойка (рисунок 2.9), соответствующей моменту времени t_3 , выполняются остановка, реверс и смена знака скорости движения бойка на противоположную.

На интервале времени $t_3 \dots t_4$ электрическая энергия катушкой обратного хода не потребляется. Внешние силы движущегося в сторону рабочего инструмента бойка за счет электромагнитного усилия разворачивающегося магнитного поля катушки прямого хода и силы упругого звена, обладающего запасом потенциальной энергии, будут превышать усилие в рабочем зазоре катушки обратного хода, имеющей некоторый запас магнитной энергии. Данный период времени будет характеризоваться электромагнитным торможением бойка катушкой обратного хода. Механическая работа внешних сил, затраченная на преодоление электромагнитного торможения бойка, преобразуется в магнитную энергию, пополняя имеющийся на данный момент времени запас магнитной энергии катушки с последующим ее преобразованием в электрическую энергию и генерацией в сеть, компенсируя энергию тепловых потерь катушки

$$\Delta w_{\text{м.оx}}(x, t) + \int_{t_3}^{t_4} f_{\text{эм.оx}} v dt = \int_{t_3}^{t_4} i_{\text{оx}}^2 r_{\text{оx}} dt + \Delta w_{\text{эл.оx}}(x, t), \quad (2.17)$$

где $\Delta w_{\text{эл.оx}}(x, t)$ – электрическая энергия, генерируемая обратно в сеть катушкой обратного хода.

В тот же период на интервале времени $t_3 \dots t_5$ электрическая энергия поступает в катушку прямого хода, и боёк ускоренно перемещается в направлении рабочего инструмента. При этом электрическая энергия, поступающая из сети, расходуется на изменение кинетической энергии бойка, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки прямого хода, и компенсацию на интервале $t_3 \dots t_4$ внешней силы при электромагнитном торможении бойка катушкой обратного хода

$$\int_{t_3}^{t_5} (u_{\text{рх}} i_{\text{рх}} - i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}}) dt + \int_{x_2=b}^{x_3=a} kx dx = \int_{v_3=0}^{v_5} mv dv + \int_{t_3}^{t_4} f_{\text{эм.оx}} v dt + \Delta w_{\text{м.рх}}(x, t). \quad (2.18)$$

Составляющая $\int_{t_3}^{t_4} f_{\text{ЭМ.ОХ}} v dt$ в балансе (2.18) определяет энергию, затраченную

на компенсацию электромагнитного торможения бойка катушкой обратного хода. Первый член правой части баланса (2.18) определяет кинетическую энергию бойка на момент нанесения удара по рабочему инструменту

$$\int_{v_3=0}^{v_5} mv dv = \int_{x_2=b}^{x_3=a} kx dx + \int_{t_3}^{t_5} f_{\text{ЭМ.ПХ}} v dt - \int_{t_3}^{t_4} f_{\text{ЭМ.ОХ}} v dt. \quad (2.19)$$

В (2.19) составляющая $\int_{t_3}^{t_5} f_{\text{ЭМ.ПХ}} v dt$ есть работа электромагнитных сил катушки

прямого (рабочего) хода по увеличению кинетической энергии бойка и компенсацию на интервале времени $t_3 \dots t_4$ усилия электромагнитного торможения бойка катушкой обратного хода.

В момент времени t_5 боек наносит удар по рабочему инструменту. Далее цикл повторяется. Таким образом, ударная масса бойка приобретает необходимую кинетическую энергию за счет подачи двух импульсов напряжения питающего источника.

Кинетическая энергия бойка за полный цикл будет определяться запасенной потенциальной энергией упругого безынерционного звена и работой электромагнитных сил катушки прямого хода по увеличению кинетической энергии бойка при его ускорении в направлении рабочего инструмента

$$\int_{v_3=0}^{v_5} mv dv = \frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}, \quad (2.20)$$

где $\frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}$ – кинетическая энергия бойка, приобретенная по завершению рабочего цикла; $v_{\text{уд}} = v_5$ – скорость бойка на момент удара по рабочему инструменту.

Следует указать, что в момент удара бойка по рабочему инструменту передается только часть кинетической энергии, другая часть в виде кинетической энергии при отскоке бойка используется в следующем рабочем цикле энергопреобразования.

Энергия, передаваемая рабочему инструменту ударом, составляет

$$A_{\text{уд}} = \left(1 - k_{\text{от}}^2\right) \frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}, \quad (2.21)$$

Величина кинетической энергии бойка при отскоке от рабочего инструмента и передаваемая обратно в механическую колебательную для использования в следующем рабочем цикле систему будет составлять

$$\frac{mv_0^2}{2} = k_{\text{от}}^2 \frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}. \quad (2.22)$$

Реализация рабочего цикла позволяет получать частоту ударов, равную частоте питающей сети. Постоянное воздействие на боёк электромагнитных сил катушек за счет перекрытия времени действия тягового усилия, с одной стороны, обеспечивает устойчивые режимы при работе в широком диапазоне изменений коэффициента отскока бойка от рабочего инструмента, с другой стороны, приводит к некоторому снижению коэффициента полезного действия, связанного с электромагнитным торможением бойка.

В сравнении с однокатушечными электромагнитными машинами при одинаковой частоте и энергии ударов использование рассмотренного рабочего цикла обеспечивает разгон ударной массы за два импульса напряжения, что позволяет снизить амплитуду тока и влияние работы СЭМУД на питающую сеть.

Применение двухкатушечной системы с безынерционным упругим звеном позволяет получать ударную мощность за цикл, превосходящую импульсную мощность источника.

2.4 Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка

Вариант исполнения и рабочий цикл ударного узла двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка, представляющим собой упругое звено с массивным инерционным преобразователем, приведены на рисунке 2.10 [56, 64, 78]. Для реализации рабочего цикла используется система из двух катушек, обеспечивающих разгон ударной массы электромагнитными силами в прямом и обратном направлениях.

Синхронизация возвратно-поступательного движения ударной массы бойка с питающими импульсами напряжения источника, поочередно подаваемыми на катуш-

ки, осуществляется при постоянном воздействии на боек электромагнитных сил. В варианте СЭМУД на рисунке 2.10 это позволяет получать устойчивые режимы работы в широком диапазоне коэффициента отскока бойка от рабочего инструмента [24].

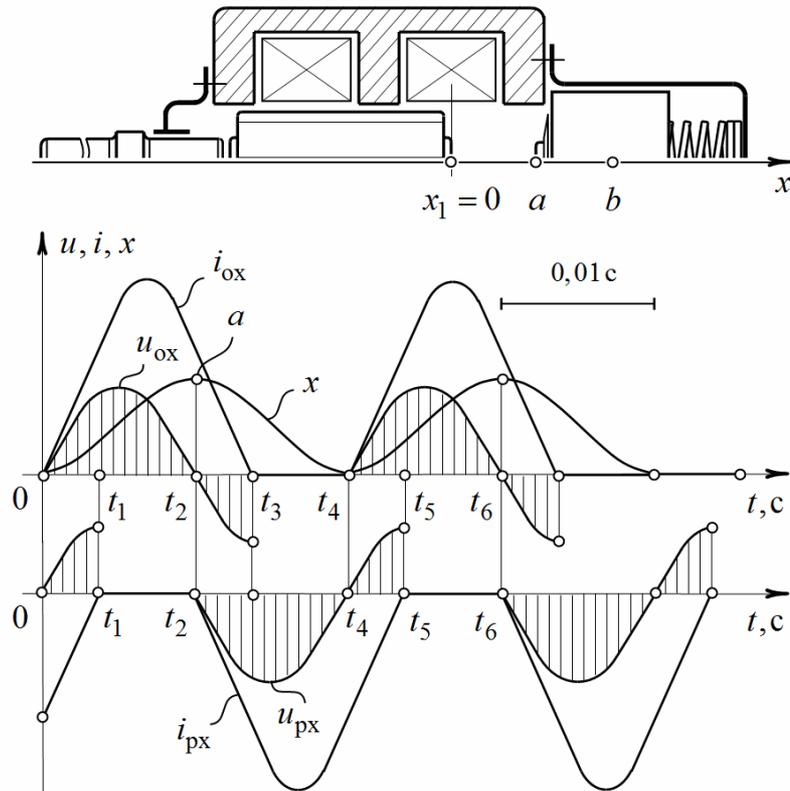


Рисунок 2.10 – Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка

Полный рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД осуществляется за время одного периода напряжения питающего источника $f = 50 \text{ Гц}$.

Энергопреобразование по собственным рабочему циклу динамическим процессам и идентичности их повторения рассмотрим на интервалах их следования согласно диаграмме на рисунке 2.10 [152].

Для упрощения анализа силами сопротивления движению бойка пренебрегаем. Также полагаем, что при условии цикличности работы на момент времени $t = 0$, механическая система обладает определенным запасом кинетической энергии, приобретенной в предыдущем цикле при отскоке бойка от рабочего инструмента.

Первый этап энергопреобразования совместим со временем обратного хода бойка. Данный этап начинается с момента времени $t = 0$ ($x_1 = 0$) и совпадает со вре-

менем подачи импульса напряжения на катушку обратного хода.

Период времени $0 \dots t_2$ (рисунок 2.10) характеризуется ускоренным движением бойка под действием электромагнитных сил катушки обратного хода в направлении инерционного преобразователя.

Одновременно на интервале $0 \dots t_1$ при выходе бойка из положения магнитного равновесия относительно полюсной системы катушки прямого (рабочего) хода процесс энергопреобразования характеризуется электромагнитным торможением бойка катушкой прямого хода.

Механическая работа внешних сил, затраченная на преодоление электромагнитного торможения бойка, преобразуется в магнитную с последующим преобразованием в электрическую энергию и генерируется обратно в сеть, компенсируя при этом энергию тепловых потерь в катушке.

Уравнение энергетического баланса катушки прямого хода

$$\Delta w_{\text{м.рх}}(x, t) + \int_0^{t_1} f_{\text{эм.рх}} v dt = \int_0^{t_1} i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}} dt + \Delta w_{\text{эл.рх}}(x, t), \quad (2.23)$$

где $\Delta w_{\text{м.рх}}(x, t)$ – энергия магнитного поля катушки прямого хода, запасенная в предыдущем цикле; $f_{\text{эм.рх}}$ – электромагнитная сила катушки прямого хода; $i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}}$ – мощность тепловых потерь катушки прямого хода; $\Delta w_{\text{эл.рх}}(x, t)$ – электрическая энергия, генерируемая обратно в сеть катушкой прямого хода.

На интервале времени $0 \dots t_2$ (рисунок 2.10) электрическая энергия, потребляемая из сети катушкой обратного хода, расходуется на изменение кинетической энергии бойка при его ускорении, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки, а также на компенсацию на интервале времени $0 \dots t_1$ внешней силы электромагнитного торможения бойка катушкой прямого хода

$$\int_0^{t_2} (u_{\text{ох}} i_{\text{ох}} - i_{\text{ох}}^2 r_{\text{ох}}) dt = \int_{v_0}^{v_2} m v dv + \int_0^{t_1} f_{\text{эм.рх}} v dt + \Delta w_{\text{м.ох}}(x, t), \quad (2.24)$$

где $u_{\text{ох}} i_{\text{ох}}$ – мощность источника; $i_{\text{ох}}^2 r_{\text{ох}}$ – мощность тепловых потерь катушки обратного хода; m, v_0 – соответственно масса бойка и его начальная скорость в момент времени $t = 0$; v_2 – скорость бойка в момент времени t_2 , $\Delta w_{\text{эм.ох}}(x, t)$ – приращение

энергии магнитного поля катушки обратного хода.

В уравнении баланса составляющая $\int_0^{t_1} f_{\text{ЭМ.рх}} v dt$ определяет энергию, затрачен-

ную на компенсацию усилия электромагнитного торможения бойка катушкой прямо-

го хода, а составляющая, а составляющая $\int_{v_0}^{v_2} mv dv$ определяет работу электромагнит-

ных сил катушки обратного хода при ускорении бойка

$$\int_{v_0}^{v_2} mv dv = \int_0^{t_2} f_{\text{ЭМ.ох}} v dt - \int_0^{t_1} f_{\text{ЭМ.рх}} v dt, \quad (2.25)$$

где $\int_0^{t_2} f_{\text{ЭМ.ох}} v dt$ – работа электромагнитных сил катушки обратного хода по увеличе-

нию кинетической энергии бойка и компенсацию на интервале времени $0 \dots t_1$ усилия электромагнитного торможения бойка катушкой прямого хода.

Полагая, что на интервале $0 \dots t_2$ движение бойка в направлении инерционного преобразователя под действием электромагнитных сил катушки обратного хода осуществляется с некоторым запасом кинетической энергии, возвращаемой в систему при отскоке бойка от рабочего инструмента, то к моменту времени t_2 в точке с координатой $x_1 = a$ (рисунок 2.10) кинетическая энергия бойка составит

$$\frac{mv_0^2}{2} + \int_{v_0}^{v_2} mv dv + \int_{v_2}^{v_3} mv dv = \frac{mv_2^2}{2}, \quad (2.26)$$

где $\frac{mv_0^2}{2}$ – кинетическая энергия бойка при отскоке от рабочего инструмента;

В точке a на кривой хода бойка (рисунок 2.10), соответствующей времени t_2 , выполняются остановка и реверс бойка. Направление и скорость движения бойка меняются на противоположные. При реверсе происходит энергообмен ударом между бойком и движущемуся ему навстречу большей массой инерционным преобразователем, обладающим начальным запасом кинетической энергии, приобретенной в предыдущем цикле.

При энергообмене ударом скорость инерционного преобразователя также изменится на противоположную, при этом его кинетическая энергия полностью переходит в потенциальную при сжатии упругого звена

$$\frac{m_{\Pi} v_{\Pi}^2}{2} = \int_{x_2=a}^{x_3=b} kx dx, \quad (2.27)$$

где kx – усилие сжатия; m_{Π} , v_{Π} – соответственно масса инерционного преобразователя и его начальная скорость при энергообмене ударом.

На интервале времени $t_2 \dots t_3$ (рисунок 2.10) электрическая энергия катушкой обратного хода не потребляется. Внешние силы движущегося в сторону рабочего инструмента бойка, обладающего начальным запасом кинетической энергии, приобретенной в процессе энергообмена ударом, и электромагнитное усилие разворачивающегося магнитного поля катушки прямого хода будут превышать усилие в рабочем зазоре катушки обратного хода, обладающей некоторым запасом магнитной энергии.

Данный период времени будет характеризоваться электромагнитным торможением бойка катушкой обратного хода. Механическая работа внешних сил, затраченная на преодоление электромагнитного торможения, преобразуется в магнитную энергию, пополняя имеющийся на данный момент времени запас магнитной энергии катушки с последующим ее преобразованием в электрическую энергию и генерацией в сеть, компенсируя при этом энергию тепловых потерь катушки

$$\Delta w_{\text{м.ох}}(x, t) + \int_{t_2}^{t_3} f_{\text{эм.ох}} v dt = \int_{t_2}^{t_3} i_{\text{ох}}^2 r_{\text{ох}} dt + \Delta w_{\text{эл.ох}}(x, t). \quad (2.28)$$

В тот же период времени на интервале $t_2 \dots t_4$ электрическая энергия поступает в катушку прямого хода и боёк ускоренно перемещается в направлении рабочего инструмента. При этом электрическая энергия, поступающая из сети, расходуется на изменение кинетической энергии бойка, компенсацию энергии тепловых потерь катушки и приращение энергии магнитного поля катушки прямого хода, и компенсацию на интервале $t_2 \dots t_3$ внешней силы при электромагнитном торможении бойка катушкой обратного хода

$$\int_{t_2}^{t_4} (u_{\text{рх}} i_{\text{рх}} - i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}}) dt + \frac{mv_{\text{н}}^2}{2} = \int_0^{v_4} mv dv + \int_{t_2}^{t_3} f_{\text{эм.ох}} v dt + \Delta w_{\text{м.рх}}(x, t), \quad (2.29)$$

где $\frac{mv_H^2}{2}$ – приобретенная бойком кинетическая энергия при энергообмене ударом с инерционным преобразователем; v_H – начальная скорость бойка в момент времени t_2 .

Составляющая энергии $\int_{t_2}^{t_3} f_{\text{ЭМ.ОХ}} v dt$, входящая в уравнение энергодоланса, оп-

ределяет энергию, затраченную на компенсацию электромагнитного торможения

бойка катушкой обратного хода, а составляющая $\int_0^{v_4} mv dv$ определяет кинетическую

энергию бойка на момент удара по рабочему инструменту

$$\int_0^{v_4} mv dv = \frac{mv_H^2}{2} + \int_{t_2}^{t_4} f_{\text{ЭМ.ПХ}} v dt - \int_{t_2}^{t_3} f_{\text{ЭМ.ОХ}} v dt, \quad (2.30)$$

где $\int_{t_2}^{t_4} f_{\text{ЭМ.ПХ}} v dt$ – работа электромагнитных сил катушки рабочего хода по увеличе-

нию кинетической энергии бойка и компенсации на интервале времени $t_2 \dots t_3$ усилия электромагнитного торможения бойка катушкой обратного хода.

Компенсация усилия электромагнитного торможения бойка катушкой обратного хода может также осуществляться за счет составляющей кинетической энергии $\frac{mv_H^2}{2}$ при энергообмене ударом с инерционным преобразователем.

В момент времени t_4 боек наносит удар по рабочему инструменту. Далее цикл повторяется.

Кинетическая энергия бойка за полный рабочий цикл будет определяться энергией, приобретенной при энергообмене ударом с инерционным преобразователем, и работой электромагнитных сил катушки прямого хода по увеличению кинетической энергии бойка при его ускорении в направлении рабочего инструмента

$$\frac{mv_{\text{уд}}^2}{2} = \int_0^{v_4} mv dv, \quad (2.31)$$

где $\frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}$ – кинетическая энергия бойка, приобретенная по завершению рабочего цик-

ла; $v_{\text{уд}} = v_4$ – скорость бойка в момент нанесения удара по рабочему инструменту.

Следует учесть, что в момент удара бойка по рабочему инструменту передается только часть кинетической энергии, другая часть в виде кинетической энергии при отскоке бойка используется в следующем рабочем цикле энергопреобразования.

Энергия, передаваемая рабочему инструменту ударом, составляет

$$A_{\text{уд}} = \left(1 - k_{\text{от}}^2\right) \frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}. \quad (2.32)$$

Величина кинетической энергии бойка при отскоке от рабочего инструмента будет составлять

$$\frac{mv_0^2}{2} = k_{\text{от}}^2 \frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}. \quad (2.33)$$

Уравнения (2.23) – (2.32) определяют полный цикл энергопреобразования в электромеханической системе ударного узла СЭМУД с инерционным реверсом бойка. Реализация рабочего цикла позволяет получать частоту ударов, равную частоте питающей сети.

Постоянное воздействие на боёк электромагнитных сил за счет перекрытия времени действия тягового усилия, с одной стороны, обеспечивает устойчивые режимы при работе в широком диапазоне изменений коэффициента отскока бойка от рабочего инструмента, с другой стороны, приводит к некоторому снижению коэффициента полезного действия, связанного, как и в случае варианта СЭМУД на рисунке 2.9, с электромагнитным торможением бойка.

Применение рабочего цикла обеспечивает разгон ударной массы бойка за два импульса напряжения, что позволяет снизить амплитуду тока и влияние работы СЭМУД на питающую сеть.

2.5 Новый рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка

Дальнейшее увеличение энергии удара при использовании рабочего цикла на рисунке 2.9 и рисунке 2.10 возможно только за счет увеличения амплитуды тока, что только усилит влияние работы ударного узла СЭМУД на питающую сеть.

Решение задачи увеличения энергии удара в варианте схемы двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка (рисунок 2.10) возможно за счет использования нового рабочего цикла и реализованного на его основе нового способа управления, позволяющего уменьшить влияние работы электромагнитной машины на питающую сеть [61, 64, 66].

Новый рабочий цикл и реализованный на его основе способ управления поясняет диаграмма на рисунке 2.11.

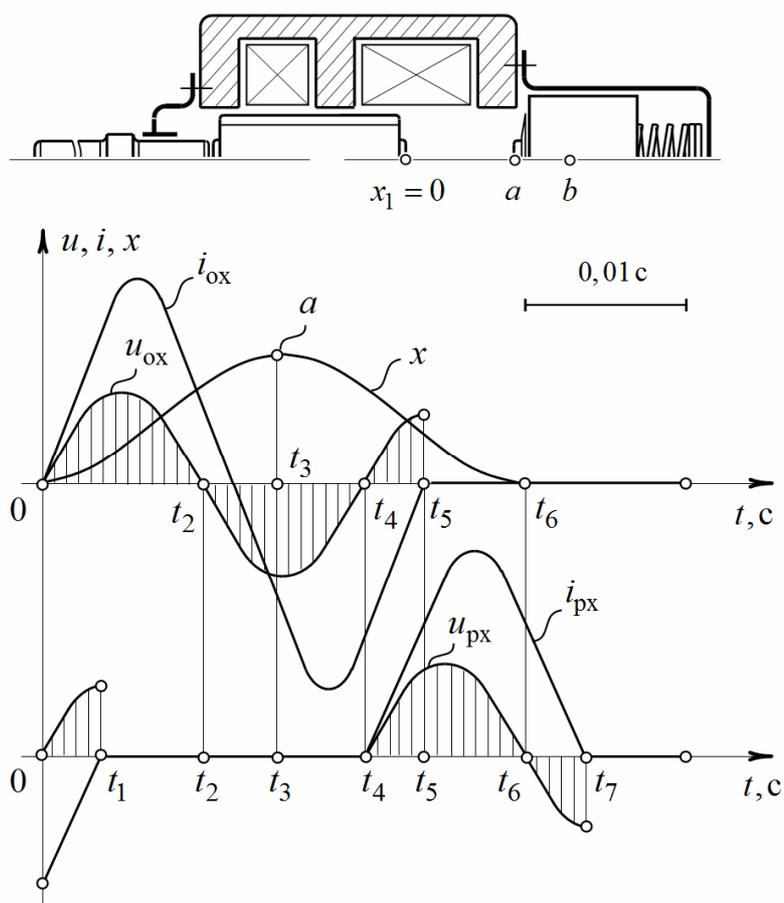


Рисунок 2.11– Новый рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка

Для реализации нового рабочего цикла используется система из двух катушек. В отличие от своего аналога катушка обратного хода обеспечивает разгон ударной массы электромагнитными силами в двух направлениях. Конструктивным отличием от вариантов схем [40, 56, 78, 152, 153] является разная длина катушек, определяемая временем движения бойка при синхронизации его механических колебаний с частотой питающего источника.

Работа ударного узла осуществляется при полной синхронизации по времени работы электрической, магнитной и механической подсистем СЭМУД с помощью заданного алгоритма управления.

В связи с цикличностью повторяющихся процессов энергопреобразование рассмотрим только за время одного рабочего цикла на идентичных интервалах времени в указанной на диаграмме (рисунок 2.11) последовательности [61].

При анализе силами сопротивления движению бойка пренебрегаем. Также полагаем, что на момент времени $t = 0$ механическая система обладает определенным начальным запасом кинетической энергии, приобретенной в предыдущем цикле в результате отскока бойка от рабочего инструмента.

Первый этап энергопреобразования совместим со временем возврата бойка после нанесения удара бойка по рабочему инструменту. Данный этап начинается с момента времени $t = 0$ ($x_1 = 0$) (рисунок 2.11) и совпадает со временем подачи импульса напряжения на катушку обратного хода.

На интервале времени $0 \dots t_1$ (рисунок 2.11) катушка прямого хода обладает некоторым запасом магнитной энергии и при выходе бойка из положения магнитного равновесия относительно полюсной системы катушки прямого хода процесс энергопреобразования, будет характеризоваться электромагнитным торможением бойка катушкой прямого хода. Электрическая энергия катушкой прямого (рабочего) хода не потребляется. Механическая работа внешних сил, затраченная на преодоление электромагнитного торможения бойка, преобразуется в магнитную энергию с последующим преобразованием в электрическую энергию и генерацией обратно в сеть, компенсируя при этом энергию тепловых потерь катушки прямого хода.

Уравнение энергетического баланса катушки прямого хода

$$\Delta w_{\text{м.рх}}(x, t) + \int_0^{t_1} f_{\text{эм.рх}} v dt = \int_0^{t_1} i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}} dt + \Delta w_{\text{эл.рх}}(x, t), \quad (2.34)$$

где $\Delta w_{\text{м.рх}}(x, t)$ – остаточная энергия магнитного поля катушки прямого хода от предыдущего цикла; $f_{\text{эм.рх}}$ – электромагнитная сила катушки прямого хода, вызывающая электромагнитное торможение бойка; v – скорость движения бойка, $i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}}$ – мощность тепловых потерь катушки прямого хода; $\Delta w_{\text{эл.рх}}(x, t)$ – электрическая

энергия, генерируемая обратно в сеть катушкой прямого хода.

На интервале времени $0 \dots t_2$ (рисунок 2.11) движение бойка в направлении инерционного преобразователя осуществляется под действием электромагнитных сил катушки обратного хода с некоторым запасом кинетической энергии, приобретенной при отскоке бойка от рабочего инструмента. Электрическая энергия, потребляемая из сети катушкой обратного хода, расходуется на изменение кинетической энергии бойка при его ускорении, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки обратного хода, а также на преодоление внешних сил на интервале $0 \dots t_1$, электромагнитного торможения бойка катушкой прямого хода.

С учетом запаса кинетической энергии при отскоке бойка уравнение баланса энергий катушки обратного хода запишется в виде

$$\int_0^{t_2} (u_{\text{ох}} i_{\text{ох}} - i_{\text{ох}}^2 r_{\text{ох}}) dt + \frac{mv_0^2}{2} = \frac{mv_2^2}{2} + \Delta W_{\text{м.ох}}(x, t), \quad (2.35)$$

где $u_{\text{ох}} i_{\text{ох}}$ – мощность источника; $u_{\text{ох}}$, $i_{\text{ох}}$ – соответственно напряжение и ток катушки обратного хода; $\frac{mv_0^2}{2}$ – запасенная кинетическая энергия бойка при отскоке от рабочего инструмента; m, v_0 – соответственно масса и начальная скорость бойка; v_2 – скорость бойка в момент времени t_2 .

Первый член правой части уравнения баланса (2.34) определяет кинетическую энергию бойка в конце интервала к моменту времени t_2 (рисунок 2.11)

$$\frac{mv_2^2}{2} = \frac{mv_0^2}{2} + \int_{v_0}^{v_2} mv dv, \quad (2.36)$$

где $\int_{v_0}^{v_2} mv dv = \int_0^{t_2} f_{\text{эм.ох}} v dt - \int_0^{t_1} f_{\text{эм.пх}} v dt$ – работа электромагнитных сил катушки обратного хода по ускорению бойка, равная полной работе электромагнитных сил катушки за вычетом работы электромагнитных сил при торможении бойка катушкой прямого хода на интервале $0 \dots t_1$ (рисунок 2.11).

В момент времени t_2 на катушку обратного хода подается отрицательная полуволна напряжения. Интервал времени $t_2 \dots t_3$ (рисунок 2.11) характеризуется выходом бойка из положения магнитного равновесия относительно полюсной системы катуш-

ки обратного хода и его электромагнитным торможением. Силы продолжающего движение в направлении инерционного преобразователя бойка превышают электромагнитное усилие вновь разворачивающегося магнитного поля катушки обратного хода, движущегося уже в направлении рабочего инструмента.

Учитывая сложность и неоднозначность процесса энергопреобразования, на который в значительной степени оказывают влияние внешние условия на данном интервале времени, процесс энергопреобразования может протекать без потребления электрической энергии от внешнего источника.

Механическая работа, затраченная на преодоление электромагнитного торможения бойка, преобразуется в магнитную энергию с последующим преобразованием в электрическую энергию и генерируется обратно в сеть, компенсируя при этом энергию тепловых потерь катушки обратного хода

$$\Delta w_{\text{м.ох}}(x, t) + \int_{t_2}^{t_3} f_{\text{эм.ох}} v dt = \int_{t_2}^{t_3} i_{\text{ох}}^2 r_{\text{ох}} dt + \Delta w_{\text{эл.ох}}(x, t), \quad (2.37)$$

где $\int_{t_2}^{t_3} f_{\text{эм.ох}} v dt$ – механическая работа по преодолению электромагнитного торможения бойка катушкой обратного хода; $\Delta w_{\text{эл.ох}}(x, t)$ – электрическая энергия, генерируемая в сеть.

В приведенном уравнении энергобаланса (2.36) предполагается, что часть магнитной энергии $\Delta w_{\text{м.ох}}(x, t)$, запасенной системой на предыдущем интервале энергопреобразования, может быть также затрачена на покрытие тепловых потерь катушки или частично преобразована в электрическую энергию и генерирована обратно в сеть.

В точке a на кривой хода (рисунок 2.11), соответствующей моменту времени t_3 , выполняется соударение бойка с инерционным преобразователем и изменение скорости его движения на противоположную. При соударении происходит энергообмен ударом между бойком и движущимся ему навстречу с большей массой инерционным преобразователем.

В момент энергообмена ударом инерционный преобразователь также меняет направление и скорость движения на противоположные, и его кинетическая энергия полностью переходит в потенциальную энергию при сжатии упругого звена

$$\frac{m_{\Pi} v_{\Pi}^2}{2} = \int_{x_2=a}^{x_3=b} kx dx, \quad (2.38)$$

где k – коэффициент жесткости упругого звена (пружины); kx – усилие сжатия пружины; m_{Π} , v_{Π} – соответственно масса инерционного преобразователя и его начальная скорость после энергообмена ударом.

На интервале $t_3 \dots t_4$ (рисунок 2.11) движение бойка осуществляется только под действием электромагнитных сил катушки обратного хода в направлении рабочего инструмента. Электрическая энергия, потребляемая из сети катушкой обратного хода, расходуется на изменение кинетической энергии бойка при его ускорении, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки. Учитывая, что движение бойка на рассматриваемом интервале осуществляется с начальным запасом кинетической энергии, приобретенной в результате энергообмена при ударе с инерционным преобразователем, уравнение энергобаланса запишется в виде

$$\int_{t_3}^{t_4} (u_{\text{оx}} i_{\text{оx}} - i_{\text{оx}}^2 r_{\text{оx}}) dt = \int_{v_3=v_{\text{H}}}^{v_4} mv dv + \Delta w_{\text{м.оx}}(x, t), \quad (2.39)$$

Полная кинетическая энергия бойка в конце интервала на момент времени t_4

$$\frac{mv_{\text{H}}^2}{2} + \int_{v_3=v_{\text{H}}}^{v_4} mv dv = \frac{mv_4^2}{2}, \quad (2.40)$$

где $\frac{mv_{\text{H}}^2}{2}$ – кинетическая энергия бойка, приобретенная при энергообмене ударом с

инерционным преобразователем; $\int_{v_3=v_{\text{H}}}^{v_4} mv dv = \int_{t_3}^{t_4} f_{\text{эм.оx}} v dt$ – работа электромагнит-

ных сил катушки обратного хода по изменению кинетической энергии бойка.

Интервал времени $t_4 \dots t_5$ (рисунок 2.11) характеризуется выходом бойка из положения магнитного равновесия относительно полюсной системы катушки обратного хода и его электромагнитным торможением. За счет имеющего места начального запаса магнитной энергии катушки внешние силы движущегося в направлении рабочего инструмента бойка будут превышать усилие его электромагнитного торможения.

На данном интервале электрическая энергия катушкой обратного хода не потребляется. Механическая работа внешних сил, затраченная на преодоление электро-

магнитного торможения бойка, преобразуется в магнитную, пополняя имеющийся запас магнитной энергии, с последующим ее преобразованием в электрическую энергию и генерацией обратно в сеть, компенсируя при этом энергию тепловых потерь катушки

$$\Delta w_{\text{м.ох}}(x, t) + \int_{t_4}^{t_5} f_{\text{эм.ох}} v dt = \int_{t_4}^{t_5} i_{\text{ох}}^2 r_{\text{ох}} dt + \Delta w_{\text{эл.ох}}(x, t), \quad (2.41)$$

где $\int_{t_4}^{t_5} f_{\text{эм.ох}} v dt$ – работа внешних сил по электромагнитному торможению бойка катушкой обратного хода.

В этот же период времени, на интервале $t_4 \dots t_6$ (рисунок 2.11), импульс напряжения поступает на катушку прямого хода. Электрическая энергия, потребляемая из сети катушкой прямого хода, расходуется на изменение кинетической энергии движущегося в направлении рабочего инструмента бойка, компенсацию энергии тепловых потерь, приращение энергии магнитного поля катушки, а также на компенсацию на интервале $t_4 \dots t_5$ электромагнитного торможения бойка катушкой обратного хода

$$\int_{t_4}^{t_6} (u_{\text{рх}} i_{\text{рх}} - i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}}) dt = \int_{v_4}^{v_6} mv dv + \int_{t_4}^{t_5} f_{\text{эм.ох}} v dt + \Delta w_{\text{м.рх}}(x, t). \quad (2.42)$$

В момент времени t_6 (рисунок 2.11) боёк наносит удар по рабочему инструменту. Кинетическая энергия бойка за полный рабочий цикл будет определяться суммарной работой электромагнитных сил по его перемещению при обратном и прямом ходе, что будет соответствовать балансу энергий

$$\int_{v_3=v_H}^{v_4} mv dv + \int_{v_4}^{v_6} mv dv = \frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}, \quad (2.43)$$

где $\frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}$ – кинетическая энергия бойка по завершению рабочего цикла; $v_{\text{уд}} = v_6$ – предупредительная скорость бойка; $v_3 = v_H$ – начальная скорость бойка при энергообмене ударом с инерционным преобразователем.

Энергия, передаваемая рабочему инструменту по завершению рабочего цикла электромагнитной машины, составляет

$$A_{\text{уд}} = \left(1 - k_{\text{от}}^2\right) \frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}, \quad (2.44)$$

где $k_{\text{от}}$ – коэффициент отскока бойка от рабочего инструмента.

Уравнения (2.33) – (2.43) определяют процессы энергопреобразования нового рабочего цикла СЭМУД с инерционным реверсом бойка по рисунку 2.11.

Таким образом, увеличение энергии удара в варианте схемы двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка достигается увеличением времени рабочего цикла до $t_{\text{ц}} = 0,03$ с и снижением частоты ударов бойка до $n_{\text{уд}} = 2000$ уд/мин.

Рассмотренные алгоритм и способ управления электромагнитной машиной, заключающиеся в поочередной подаче за время рабочего цикла трех полувольт питающего напряжения, в котором, в отличие от известного способа реализации рабочего цикла, первые две полувольты подают на катушку обратного хода, а третью полувольту – на катушку прямого хода, с повторением указанной последовательности подачи полувольт напряжения и без паузы между ними.

Новизна рабочего цикла и способа управления СЭМУД подтверждена патентом на изобретение [61].

При данном способе управления катушка обратного хода обеспечивает разгон ударной массы в двух направлениях, а катушка прямого хода только в одном направлении. В сравнении с известным вариантом схемы двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка (рисунок 2.10) применение нового рабочего цикла, при условии сохранения энергии удара бойка на прежнем уровне, обеспечивает уменьшение влияния работы ударного узла на питающую сеть за счет ожидаемого снижения амплитуды тока до 35% [61, 66].

2.6 Рабочие циклы двухкатушечных СЭМУД со свободным выбегом бойка

Данную подгруппу СЭМУД и вариантов схем отличают более широкие возможности в снижении амплитуды тока [62, 64]. Для реализации рабочих циклов таких машин применяется система из двух катушек, обеспечивающих ускорение ударной массы бойка электромагнитными силами в прямом и обратном направлении с возможностью выбега бойка в период бестоковой паузы в одной или обеих катушках.

Боек получает необходимую кинетическую энергию за счет различной вариации в подаче трех и более электрических импульсов напряжения, что позволяет существенно ограничить амплитуду тока, протекающего в катушках, и уменьшить негативное влияние СЭМУД на питающую сеть.

Для упрощения анализа рабочих циклов двухкатушечных СЭМУД со свободным выбегом бойка силами сопротивления движению бойка, к основной из которых, следует отнести силу трения, пренебрегаем. Также из условия цикличности работы полагаем, что на момент времени $t = 0$, механическая система обладает определенным запасом кинетической энергии, приобретенной в предыдущем цикле при отскоке бойка от рабочего инструмента.

2.6.1 Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка в катушках прямого и обратного хода

Энергопреобразование по свойственным рабочему циклу динамическим процессам и идентичности их повторения рассмотрим на интервалах их следования согласно диаграмме на рисунке 2.12.

Для реализации рабочего цикла со свободным выбегом бойка используется система из двух катушек, каждая из которых обеспечивает разгон ударной массы электромагнитными силами в двух направлениях [148, 154].

Свободный выбег бойка осуществляется за счет создания паузы в подаче импульсов напряжения на катушки прямого и обратного хода, за время которой боек движется по инерции в сторону упругого звена (пружины) или рабочего инструмента.

Сущность нового способа управления синхронной двухкатушечной электромагнитной машины заключается в том, что полный рабочий цикл ударного узла осуществляется за время трех периодов напряжения питающего источника [60].

В соответствии с цикличностью повторяющихся процессов после нанесения удара по рабочему инструменту в период времени $0 \dots t_1$ (рисунок 2.12) боек под действием электромагнитных сил катушки прямого хода движется в направлении безынерционного упругого звена (пружины). Электрическая энергия, поступающая из сети, расходуется на изменение кинетической энергии бойка, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки прямого хода

$$\int_0^{t_1} (u_{\text{рх}} i_{\text{рх}} - i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}}) dt = \int_0^{t_1} f_{\text{эм.рх}} v dt + \Delta w_{\text{м.рх}}(x, t), \quad (2.45)$$

где $u_{\text{рх}} i_{\text{рх}}$ – мощность источника; $i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}}$ – мощность тепловых потерь катушки прямого хода; $f_{\text{эм.рх}}$ – электромагнитная сила катушки прямого хода; v – скорость перемещения бойка; $\Delta w_{\text{м.рх}}(x, t)$ – приращение энергии магнитного поля катушки прямого хода.

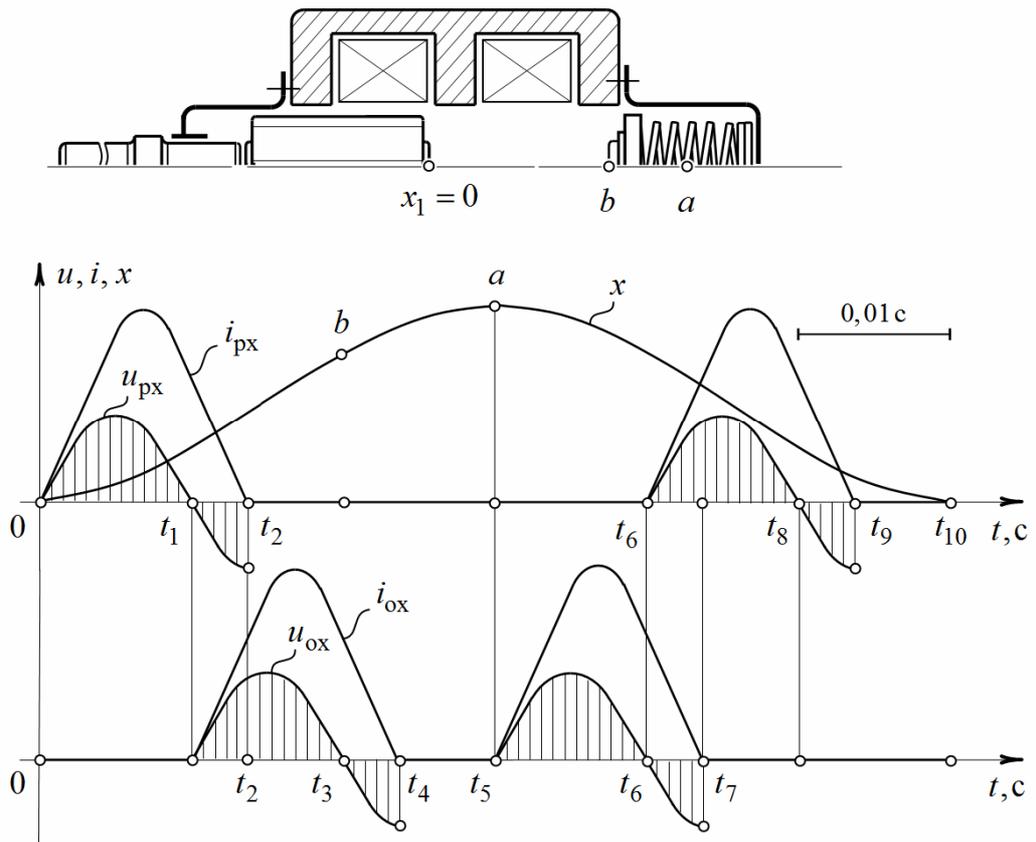


Рисунок 2.12 – Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка в катушках прямого и обратного хода

При отскоке бойка от рабочего инструмента его кинетическая энергия может достигать значений $(0,2 \dots 0,4) A_y$ от энергии удара.

Движение бойка на интервале $0 \dots t_1$ (рисунок 2.12) может выполняться с некоторым запасом кинетической энергии, приобретенной после отскока бойка от рабочего инструмента. При наличии внешних импульсов сил, направленных согласно с электромагнитным усилием катушки прямого хода, уравнение энергетического баланса механической системы

$$\frac{mv_0^2}{2} + \int_{v_0}^{v_1} mv \, dv = \frac{mv_1^2}{2}, \quad (2.46)$$

где $\frac{mv_0^2}{2}$ – кинетическая энергия бойка к моменту времени $t = 0$; m – масса бойка; v_0

– начальная скорость бойка; $\int_{v_0}^{v_1} mv \, dv = \int_0^{t_1} f_{\text{ЭМ.ПХ}} v \, dt$ – механическая работа, равная из-

менению кинетической энергии бойка под действием электромагнитных сил катушки прямого хода.

На интервале времени $t_1 \dots t_2$ (рисунок 2.12) электрическая энергия из сети катушкой прямого хода не потребляется. При выходе бойка из положения магнитного равновесия относительно полюсной системы катушки внешние силы движущегося по инерции бойка, обладающего запасом кинетической энергии, и электромагнитное усилие разворачивающегося магнитного поля катушки обратного хода будут превышать усилие катушки прямого хода, обладающей на данном интервале некоторым запасом магнитной энергии. Данный интервал времени характеризуется электромагнитным торможением бойка катушкой прямого хода. Механическая работа, затраченная на преодоление электромагнитного торможения бойка, преобразуется в магнитную энергию, пополняя имеющийся запас магнитной энергии катушки, которая одновременно преобразуется в электрическую энергию и генерируется обратно в сеть, компенсируя энергию тепловых потерь катушки прямого хода

$$\Delta w_{\text{М.ПХ}}(x, t) + \int_{t_1}^{t_2} f_{\text{ЭМ.ПХ}} v \, dt = \int_{t_1}^{t_2} i_{\text{ПХ}}^2 r_{\text{ПХ}} \, dt + \Delta w_{\text{ЭЛ.ПХ}}(x, t), \quad (2.47)$$

где $\Delta w_{\text{ЭЛ.ПХ}}(x, t)$ – электрическая энергия, генерируемая в сеть.

В этот же период времени на интервале $t_1 \dots t_3$ электрическая энергия поступает в катушку обратного хода и боёк получает дополнительное ускорение, продолжая движение в направлении упругого звена. Электрическая энергия, поступающая из сети, расходуется на изменение кинетической энергии бойка, компенсацию энергии тепловых потерь катушки и приращение энергии магнитного поля катушки обратного хода, компенсацию на интервале $t_1 \dots t_2$ внешних сил при электромагнитном торможении бойка катушкой прямого хода

$$\int_{t_1}^{t_3} (u_{\text{оx}} i_{\text{оx}} - i_{\text{оx}}^2 r_{\text{оx}}) dt = \int_{v_1}^{v_3} mv dv + \int_{t_1}^{t_2} f_{\text{эм.рх}} v dt + \Delta w_{\text{м.оx}}(x, t), \quad (2.48)$$

где $i_{\text{оx}}^2 r_{\text{оx}}$ – мощность тепловых потерь катушки обратного хода; $\Delta w_{\text{м.оx}}(x, t)$ – приращение энергии магнитного поля катушки обратного хода.

Кинетическая энергия бойка к моменту времени t_3 будет составлять

$$\frac{mv_0^2}{2} + \int_{v_0}^{v_1} mv dv + \int_{v_1}^{v_3} mv dv = \frac{mv_3^2}{2}. \quad (2.49)$$

На интервале времени $t_3 \dots t_4$ электрическая энергия из сети катушкой обратного хода не потребляется. Механическая работа совершается только за счет запасенной энергии магнитного поля, которая частично расходуется на увеличение кинетической энергии бойка и частично в виде электрической энергии может генерироваться обратно в сеть, компенсируя энергию тепловых потерь в катушке обратного хода

$$\Delta w_{\text{м.оx}}(x, t) = \int_{t_3}^{t_4} f_{\text{эм.оx}} v dt + \int_{t_3}^{t_4} i_{\text{оx}}^2 r_{\text{оx}} dt + \Delta w_{\text{эл.оx}}(x, t), \quad (2.50)$$

где $\int_{t_3}^{t_4} f_{\text{эм.оx}} v dt = \int_{v_3}^{v_4} mv dv$ – механическая работа, равная изменению кинетической энергии бойка, $\Delta w_{\text{эл.рх}}(x, t)$ – электрическая энергия, генерируемая в сеть.

В период бестоковой паузы $t_4 \dots t_5$ (рисунок 2.12) осуществляется свободный выбег бойка в направлении упругого звена. Боёк, двигаясь по инерции, сжимает пружину, и его кинетическая энергия полностью переходит в потенциальную энергию упругого безынерционного звена

$$\frac{mv_0^2}{2} + \int_{v_0}^{v_1} mv dv + \int_{v_1}^{v_3} mv dv + \int_{v_3}^{v_4} mv dv = \int_{x_2=b}^{x_3=a} kx dx. \quad (2.51)$$

На участке пути в точке a (рисунок 2.12) выполняются реверс бойка и изменение скорости его движения на противоположную.

Период времени $t_5 \dots t_6$ характеризуется ускоренным перемещением бойка в сторону рабочего инструмента под действием упругих сил безынерционного звена, обладающего запасом потенциальной энергии, и электромагнитных сил катушки об-

ратного хода. При этом электрическая энергия, поступающая из сети, расходуется на изменение кинетической энергии бойка, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки. Согласно режиму, уравнение баланса энергий электромеханической системы

$$\int_{t_5}^{t_6} (u_{\text{оx}} i_{\text{оx}} - i_{\text{оx}}^2 r_{\text{оx}}) dt + \int_{x_2=b}^{x_3=a} kx dx = \int_{v_5}^{v_6} mv dv + \Delta w_{\text{м.оx}}(x, t), \quad (2.52)$$

где $v_5 = 0$ – начальная скорость бойка при изменении знака скорости в точке a на рисунке 2.12.

Интервал времени $t_6 \dots t_7$ характеризуется выходом бойка из положения магнитного равновесия относительно полюсной системы катушки обратного хода.

Усилие в катушке направлено против внешних сил бойка, обладающего к данному интервалу времени достаточным запасом кинетической энергии и продолжающего свое ускоренное перемещение под действием электромагнитных сил разворачивающегося магнитного поля катушки прямого хода.

Для катушки обратного хода на интервале времени $t_6 \dots t_7$ процесс энергопреобразования аналогичен процессу, рассмотренному на интервале $t_1 \dots t_2$ для катушки прямого хода. Электрическая энергия из сети не потребляется, и при выводе бойка внешними силами из положения магнитного равновесия относительно полюсной системы катушки обратного хода режим будет характеризоваться электромагнитным торможением бойка.

Механическая работа, затраченная по преодолению электромагнитного торможения бойка, преобразуется в магнитную энергию, увеличивая имеющийся запас, при одновременном преобразовании ее в электрическую энергию, которая за вычетом энергии тепловых потерь в катушке обратного хода генерируется обратно в сеть

$$\Delta w_{\text{м.оx}}(x, t) + \int_{t_6}^{t_7} f_{\text{эм.оx}} v dt = \int_{t_6}^{t_7} i_{\text{оx}}^2 r_{\text{оx}} dt + \Delta w_{\text{эл.оx}}(x, t). \quad (2.53)$$

Электрическая энергия, поступающая из сети в катушку прямого хода, на интервале времени $t_6 \dots t_8$ обеспечивает дополнительное ускорение бойка, движущегося в направлении рабочего инструмента, а также расходуется на компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки. При этом компен-

сация на интервале $t_6 \dots t_7$ электромагнитного торможения бойка катушкой обратного хода может производиться, как за счет электрической энергии, так и за счет кинетической энергии движущегося бойка

$$\int_{t_6}^{t_9} (u_{\text{рх}} i_{\text{рх}} - i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}}) dt = \int_{v_6}^{v_9} m v dv + \int_{t_6}^{t_7} f_{\text{эм.ох}} v dt + \Delta w_{\text{м.рх}}(x, t), \quad (2.54)$$

где $\int_{t_6}^{t_7} f_{\text{эм.ох}} v dt$ – энергия электромагнитного торможения бойка катушкой обратного хода.

На интервале времени $t_8 \dots t_9$ (рисунок 2.12) электрическая энергия из сети в катушку прямого хода не поступает. Механическая работа совершается за счет запасенной магнитной энергии, которая частично расходуется на увеличение кинетической энергии движущегося бойка и частично в виде электрической энергии генерируется обратно в сеть, компенсируя энергию тепловых потерь в катушке

$$\Delta w_{\text{м.рх}}(x, t) = \int_{t_8}^{t_9} f_{\text{эм.рх}} v dt + \int_{t_8}^{t_9} i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}} dt + \Delta w_{\text{эл.рх}}(x, t). \quad (2.55)$$

В период бестоковой паузы $t_9 \dots t_{10}$ осуществляется свободный выбег бойка в сторону рабочего инструмента. В момент времени t_{10} боек, двигаясь по инерции, наносит удар по рабочему инструменту. Далее цикл повторяется.

Кинетическая энергия бойка за полный рабочий цикл будет определяться запасом потенциальной энергии при сжатии упругого звена и работой электромагнитных сил катушек обратного и прямого хода по увеличению кинетической энергии бойка при его перемещении в направлении рабочего инструмента, что будет соответствовать балансу энергий механической системы

$$\int_{x_2=b}^{x_2=a} k x dx + \int_{v_5}^{v_9} m v dv = \frac{m v_{\text{уд}}^2}{2}, \quad (2.56)$$

где $v_{\text{уд}} = v_9$ – предударная скорость бойка; $\frac{m v_{\text{уд}}^2}{2}$ – кинетическая энергия бойка по завершению полного рабочего цикла.

В момент удара бойка по рабочему инструменту передается только часть кинетической энергии в виде импульса силы, другая часть кинетической энергии при от-

скоке бойка от рабочего инструмента используется в следующем рабочем цикле

$$A_{\text{уд}} = \left(1 - k_{\text{от}}^2\right) \frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}. \quad (2.57)$$

Таким образом, для нового способа управления обе катушки используются дважды за полный рабочий цикл и, в отличие от известных способов управления, боек приобретает необходимую кинетическую энергию за счет подачи четырех электрических импульсов напряжения на катушки в течение времени рабочего цикла.

Полученные выражения (2.44) – (2.56) отражают процессы преобразования энергии в электромеханической системе двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка в течение времени полного рабочего цикла.

Реализация рабочего цикла на примере двухкатушечной синхронной электромагнитной машины ударного действия со свободным выбегом бойка в катушках прямого и обратного хода позволяет снизить величину тока и уменьшить влияние работы ударного узла СЭМУД на питающую сеть [154].

2.6.2 Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с односторонним свободным выбегом бойка в катушке прямого хода

Для реализации рабочего цикла с односторонним свободным выбегом бойка в катушке прямого хода применяется система из двух катушек (рисунок 2.13) [24, 83]. Катушка прямого хода обеспечивает разгон ударной массы бойка в двух направлениях, а катушка обратного хода – только в одном направлении.

Свободный выбег бойка осуществляется за счет создания паузы в подаче импульсов напряжения на катушку прямого хода. Боек приобретает необходимую кинетическую энергию за счет подачи трех электрических импульсов напряжения за время рабочего цикла, равного по длительности двум периодам напряжения источника

По идентичности повторяющихся процессов энергопреобразования рабочий цикл СЭМУД (рисунок 2.13) следует рассматривать как упрощенную модификацию рабочего цикла со свободным выбегом бойка в катушках прямого и обратного хода, представленного на рисунке 2.12 [60, 148].

На интервале $0 \dots t_1$ (рисунок 2.13) движение бойка в направлении безынерционного упругого звена осуществляется под действием электромагнитных сил катушки

прямого хода. Электрическая энергия, поступающая из сети, расходуется на изменение кинетической энергии бойка при его ускорении, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки прямого (рабочего) хода

$$\int_0^{t_1} (u_{\text{рх}} i_{\text{рх}} - i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}}) dt = \int_0^{t_1} f_{\text{эм.рх}} v dt + \Delta w_{\text{м.рх}}(x, t), \quad (2.58)$$

где $\int_0^{t_1} f_{\text{эм.рх}} v dt = \int_{v_0}^{v_1} mv dv$ – механическая работа по изменению кинетической энергии

бойка за время движения.

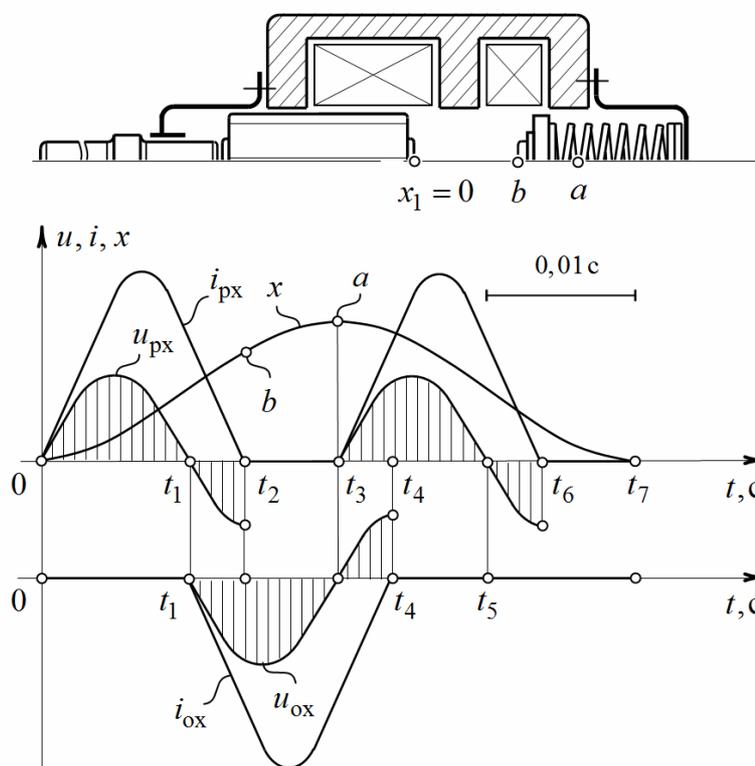


Рисунок 2.13 – Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с односторонним свободным выбегом бойка в катушке прямого хода

Кинетическая энергия бойка к моменту времени t_1 (рисунок 2.13) составит

$$\frac{mv_0^2}{2} + \int_{v_0}^{v_1} mv dv = \frac{mv_1^2}{2}. \quad (2.59)$$

где $\frac{mv_0^2}{2}$ – кинетическая энергия при отскоке бойка от рабочего инструмента.

На интервале времени $t_1 \dots t_2$ при выходе бойка из положения магнитного равновесия относительно полюсной системы катушки прямого хода, внешние силы движущегося бойка, обладающего запасом кинетической энергии, и электромагнитное усилие разворачивающегося магнитного поля катушки обратного хода будут превышать усилие в катушке прямого хода, обладающей на данном интервале некоторым запасом магнитной энергии и оказывающей тормозное воздействие. Механическая работа, затраченная на преодоление электромагнитного торможения бойка, преобразуется в магнитную энергию, пополняя существующий запас магнитной энергии катушки, которая одновременно преобразуется в электрическую энергию и генерируется обратно в сеть, компенсируя энергию тепловых потерь катушки прямого хода

$$\Delta w_{\text{м.пх}}(x, t) + \int_{t_1}^{t_2} f_{\text{эм.пх}} v dt = \int_{t_1}^{t_2} i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}} dt + \Delta w_{\text{эл.пх}}(x, t). \quad (2.60)$$

В этот же период времени на интервале $t_1 \dots t_3$ электрическая энергия поступает в катушку обратного хода и боек получает дополнительное ускорение, продолжая движение в направлении упругого звена. Электрическая энергия, поступающая из сети, расходуется на изменение кинетической энергии бойка и компенсацию энергии тепловых потерь катушки обратного хода, приращение энергии магнитного поля и компенсацию на интервале $t_1 \dots t_2$ внешних сил при электромагнитном торможении бойка катушкой прямого хода

$$\int_{t_1}^{t_3} (u_{\text{ох}} i_{\text{ох}} - i_{\text{ох}}^2 r_{\text{ох}}) dt = \int_{v_1}^{v_3} mv dv + \int_{t_1}^{t_2} f_{\text{эм.пх}} v dt + \Delta w_{\text{м.ох}}(x, t). \quad (2.61)$$

В период времени $t_2 \dots t_3$ (рисунок 2.13) движение бойка под действием электромагнитных сил катушки обратного хода сопровождается действием внешней силы упругого звена, направление действия которой противоположно движению бойка. При этом кинетическая энергия бойка полностью переходит в потенциальную энергию упругого звена при сжатии пружины

$$\frac{mv_0^2}{2} + \int_{v_0}^{v_1} mv dv + \int_{v_1}^{v_3} mv dv = \int_{x_2=b}^{x_3=a} kx dx. \quad (2.62)$$

В точке a на кривой хода бойка (рисунок 2.13) выполняются остановка бойка и изменение знака скорости его движения на противоположную.

Период времени $t_3 \dots t_5$ характеризуется ускоренным перемещением бойка в сторону рабочего инструмента под действием внешних упругих сил безынерционного звена, обладающего запасом потенциальной энергии, и электромагнитных сил катушки прямого хода. Электрическая энергия, поступающая из сети, расходуется на устранение электромагнитного торможения бойка, изменение его кинетической энергии, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки

$$\int_{t_3}^{t_5} (u_{\text{рх}} i_{\text{ох}} - i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}}) dt + \int_{x_2=b}^{x_3=a} kx dx = \int_{v_3=0}^{v_5} mv dv + \int_{t_3}^{t_5} f_{\text{эм.ох}} v dt + \Delta w_{\text{м.рх}}(x, t), \quad (2.63)$$

где $v_3 = 0$ – начальная скорость бойка в точке a (рисунок 2.13).

Первый член правой части выражения баланса (2.62) определяет кинетическую энергию бойка за время его движения на интервале $t_3 \dots t_5$

$$\int_{v_3=0}^{v_5} mv dv = \int_{x_2=b}^{x_3=a} kx dx + \int_{t_3}^{t_5} f_{\text{эм.рх}} v dt - \int_{t_3}^{t_4} f_{\text{эм.ох}} v dt. \quad (2.64)$$

На интервале времени $t_3 \dots t_4$ электрическая энергия катушкой обратного хода из сети не потребляется, и при выводе бойка внешними силами из положения магнитного равновесия относительно полюсной системы катушки обратного хода режим будет характеризоваться электромагнитным торможением бойка катушкой обратного хода, обладающей некоторым запасом магнитной энергии. Механическая работа, затраченная по преодолению электромагнитного торможения бойка, преобразуется в магнитную энергию, увеличивая её запас при одновременном преобразовании магнитной энергии в электрическую энергию, которая за вычетом энергии тепловых потерь в катушке обратного хода генерируется обратно в сеть

$$\Delta w_{\text{м.ох}}(x, t) = \int_{t_3}^{t_4} f_{\text{эм.ох}} v dt + \int_{t_3}^{t_4} i_{\text{ох}}^2 r_{\text{ох}} dt + \Delta w_{\text{эл.ох}}(x, t), \quad (2.65)$$

где $\int_{t_3}^{t_4} f_{\text{эм.ох}} v dt = \int_{v_3}^{v_4} mv dv$ – механическая работа, затраченная на преодоление на ин-

тервале $t_3 \dots t_4$ электромагнитного торможения бойка.

На интервале времени $t_5 \dots t_6$ электрическая энергия из сети катушкой прямого

хода не потребляется. Механическая работа совершается за счет запасенной магнитной энергии, которая частично расходуется на увеличение кинетической энергии движущегося бойка и частично в виде электрической энергии генерируется обратно в сеть, компенсируя энергию тепловых потерь в катушке

$$\Delta w_{\text{м.рх}}(x, t) = \int_{t_5}^{t_6} f_{\text{эм.рх}} v dt + \int_{t_5}^{t_6} i_{\text{рх}}^2 r_{\text{рх}} dt + \Delta w_{\text{эл.рх}}(x, t), \quad (2.66)$$

где $\int_{t_5}^{t_6} f_{\text{эм.рх}} v dt = \int_{v_5}^{v_6} mv dv$ – механическая работа по увеличению кинетической энергии бойка.

В период бестоковой паузы $t_6 \dots t_7$ осуществляется свободный выбег бойка в сторону рабочего инструмента. В момент времени t_7 боек, двигаясь по инерции, наносит удар по рабочему инструменту. Далее цикл повторяется.

Кинетическая энергия бойка за полный рабочий цикл энергопреобразования будет определяться запасом потенциальной энергии упругого звена и работой электромагнитных сил катушки прямого хода по увеличению кинетической энергии бойка при его ускорении в направлении рабочего инструмента

$$\int_{x_2=b}^{x_3=a} kx dx + \int_{v_3=0}^{v_5} mv dv + \int_{v_5}^{v_6} mv dv = \frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}, \quad (2.67)$$

где $v_{\text{уд}} = v_6$ – предупредительная скорость бойка; $\frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}$ – кинетическая энергия бойка к концу рабочего цикла.

В момент удара по рабочему инструменту передается только часть кинетической энергии

$$A_{\text{уд}} = \left(1 - k_{\text{от}}^2\right) \frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}. \quad (2.68)$$

Таким образом, ударная масса бойка приобретает необходимую кинетическую энергию за счет подачи трех электрических импульсов напряжения на систему катушек в течение времени рабочего цикла.

Следует отметить, что любое отклонение от заданного алгоритма работы СЭМУД может повлиять на режимы работы электромеханической системы, а

это в свою очередь может потребовать внесения дополнительных корректировок в уравнения энергетического баланса (2.57) – (2.67)

2.6.3 Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с односторонним свободным выбегом бойка в катушке обратного хода

Основное отличие рабочего цикла двухкатушечной СЭМУД с односторонним свободным выбегом бойка в катушке обратного хода от рабочего цикла на рисунке 2.13. заключается в том, что свободный выбег бойка осуществляется за счет создания паузы в подаче импульсов напряжения в катушке обратного хода (рисунок 2.14) [24, 81].

Катушка прямого хода обеспечивает ускорение ударной массы бойка только в направлении рабочего инструмента, а катушка обратного хода – в обоих направлениях. Боек приобретает необходимую кинетическую энергию за счет подачи на катушки трех электрических импульсов напряжения за время рабочего цикла, что соответствует по длительности двум периодам питающего напряжения источника.

На интервале $0 \dots t_2$ (рисунок 2.14) движение бойка в направлении безынерционного упругого звена осуществляется под действием электромагнитных сил катушки обратного хода.

Электрическая энергия, поступающая из сети, расходуется на изменение кинетической энергии бойка, компенсацию энергии тепловых потерь катушки, приращение энергии магнитного поля и компенсацию на интервале $0 \dots t_1$ внешних сил при электромагнитном торможении бойка катушкой прямого хода с односторонним свободным выбегом бойка в катушке обратного хода

$$\int_{t_0}^{t_2} (u_{\text{ох}} i_{\text{ох}} - i_{\text{ох}}^2 r_{\text{ох}}) dt = \int_{v_0}^{v_2} m v dv + \int_0^{t_1} f_{\text{эм.пх}} v dt + \Delta w_{\text{м.ох}}(x, t). \quad (2.69)$$

С учетом приобретенной при отскоке от рабочего инструмента начальной скорости бойка, его кинетическая энергия к моменту времени t_2 составит

$$\frac{mv_0^2}{2} + \int_{v_0}^{v_2} m v dv = \frac{mv_2^2}{2}. \quad (2.70)$$

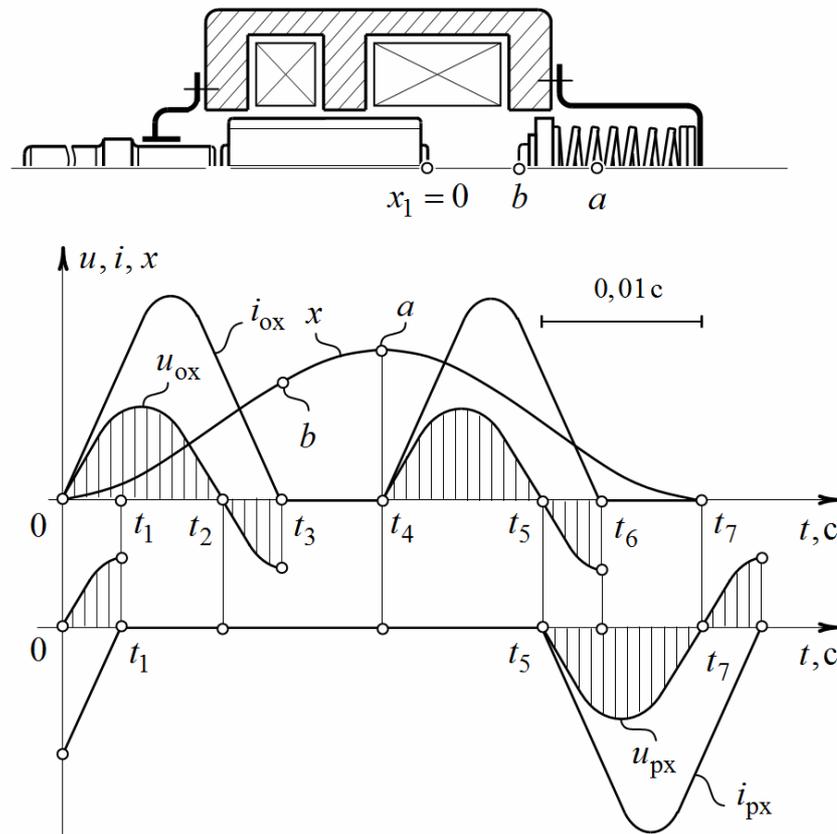


Рисунок 2.14 – Рабочий цикл двухкатушечной СЭМУД с односторонним выбегом бойка в катушке обратного хода

На интервале $0 \dots t_1$ (рисунок 2.14) при выходе бойка из положения магнитного равновесия относительно полюсной системы катушки прямого хода, процесс энергопреобразования характеризуется электромагнитным торможением бойка катушкой прямого хода. Механическая работа, затраченная на преодоление электромагнитного торможения бойка, преобразуется в магнитную энергию, пополняя запас магнитной энергии катушки, которая одновременно преобразуется в электрическую энергию и генерируется обратно в сеть, компенсируя энергию тепловых потерь катушки прямого хода

$$\Delta w_{\text{м.пх}}(x, t) + \int_0^{t_1} f_{\text{эм.пх}} v dt = \int_0^{t_1} i_{\text{пх}}^2 r_{\text{пх}} dt + \Delta w_{\text{эл.пх}}(x, t). \quad (2.71)$$

На интервале времени $t_2 \dots t_3$ электрическая энергия из сети катушкой обратного хода не потребляется. Механическая работа совершается только за счет запасенной энергии магнитного поля, которая частично расходуется на увеличение кинетической энергии бойка и частично в виде электрической энергии может генерироваться

обратно в сеть, компенсируя энергию тепловых потерь в катушке

$$\Delta w_{\text{м.ох}}(x, t) = \int_{t_2}^{t_3} f_{\text{эм.ох}} v dt + \int_{t_2}^{t_3} i_{\text{ох}}^2 r_{\text{ох}} dt + \Delta w_{\text{эл.ох}}(x, t), \quad (2.72)$$

где $\int_{t_2}^{t_3} f_{\text{эм.ох}} v dt = \int_{v_2}^{v_3} m v dv$ – механическая работа по изменению кинетической энергии бойка катушкой обратного хода.

В период бестоковой паузы $t_3 \dots t_4$ (рисунок 2.14) осуществляется свободный выбег бойка в направлении упругого звена.

Боёк, двигаясь по инерции, сжимает пружину (рисунок 2.14) и его кинетическая энергия за предыдущий период энергопреобразования полностью переходит в потенциальную энергию упругого безынерционного звена

$$\frac{mv_0^2}{2} + \int_{v_0}^{v_2} m v dv + \int_{v_2}^{v_3} m v dv = \int_{x_2=b}^{x_3=a} k x dx. \quad (2.73)$$

На участке пути в точке a (рисунок 2.14) выполняются реверс бойка и изменение скорости его движения на противоположную.

Период времени $t_4 \dots t_5$ характеризуется ускоренным перемещением бойка в сторону рабочего инструмента под действием упругих сил безынерционного звена, обладающего запасом потенциальной энергии, и электромагнитных сил катушки обратного хода. При этом электрическая энергия, поступающая из сети, расходуется на изменение кинетической энергии бойка, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки

$$\int_{t_4}^{t_5} (u_{\text{ох}} i_{\text{ох}} - i_{\text{ох}}^2 r_{\text{ох}}) dt + \int_{x_2=b}^{x_3=a} k x dx = \int_{v_4=0}^{v_5} m v dv + \Delta w_{\text{м.ох}}(x, t), \quad (2.74)$$

где $v_4 = 0$ – начальная скорость бойка при изменении знака скорости в точке a .

Интервал времени $t_5 \dots t_6$ характеризуется электромагнитным торможением бойка катушкой обратного хода

$$\Delta w_{\text{м.ох}}(x, t) + \int_{t_5}^{t_6} f_{\text{эм.ох}} v dt = \int_{t_5}^{t_6} i_{\text{ох}}^2 r_{\text{ох}} dt + \Delta w_{\text{эл.ох}}(x, t). \quad (2.75)$$

На интервале $t_5 \dots t_7$ электрическая энергия, поступающая из сети в катушку прямого хода, обеспечивает дополнительное ускорение бойка, движущегося в направлении рабочего инструмента, расходуется на преодоление электромагнитного торможения бойка на интервале $t_5 \dots t_6$ катушкой обратного хода, компенсацию энергии тепловых потерь и приращение энергии магнитного поля катушки прямого хода

$$\int_{t_5}^{t_7} (u_{\text{px}} i_{\text{px}} - i_{\text{px}}^2 r_{\text{px}}) dt = \int_{t_5}^{t_7} f_{\text{эм.пх}} v dt + \int_{t_5}^{t_6} f_{\text{эм.ох}} v dt + \Delta w_{\text{м.пх}}(x, t). \quad (2.76)$$

Кинетическая энергия бойка за полный рабочий цикл энергопреобразования будет определяться запасом потенциальной энергии упругого безынерционного звена и работой электромагнитных сил катушки обратного и прямого хода по увеличению кинетической энергии бойка при его ускорении в направлении рабочего инструмента

$$\int_{x_2=b}^{x_3=a} kx dx + \int_{v_4}^{v_6} mv dv + \int_{v_6}^{v_7} mv dv = \frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}, \quad (2.77)$$

где $v_{\text{уд}} = v_7$ – предударная скорость бойка; $\frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}$ – кинетическая энергия бойка по завершению рабочего цикла.

В момент удара по рабочему инструменту передается только часть кинетической энергии

$$A_{\text{уд}} = \left(1 - k_{\text{от}}^2\right) \frac{mv_{\text{уд}}^2}{2}.$$

Таким образом, ударная масса бойка, аналогично варианту на рисунке 2.13, приобретает необходимую кинетическую энергию за счет подачи трех электрических импульсов напряжения на катушки в течение времени рабочего цикла.

Также как в варианте СЭМУД на рисунке 2.14 любые изменения в алгоритме работы повлияют на форму записи баланса энергий электромеханической системы, представленную выражениями (2.65) – (2.76).

2.7 Энергетическая диаграмма СЭМУД

Одним из основных вопросов в работе СЭМУД является преобразование электрической энергии, потребляемой из сети, в механическую энергию. Преобразование

электрической энергии в механическую неизбежно связано с потерями энергии в различных частях электромеханического преобразователя, что имеет существенное значение для изучения рабочих процессов СЭМУД.

Наличие потерь, возникающих в процессе работы СЭМУД, наглядно иллюстрируется диаграммой преобразования мощности в длительном режиме, представленной на рисунке 2.15.

Если принять $P_{эл}$ – потребляемая из сети электрическая мощность, то часть этой мощности тратится на покрытие электрических потерь в цепи катушки (в меди) p_M и в стальном магнитопроводе, включая цельнометаллический боек $p_{ст}$.

Оставшаяся часть потребляемой из сети электрической мощности преобразуется в электромагнитную мощность

$$P_{эм} = P_{эл} - p_M - p_{ст}.$$

Полная механическая мощность, развиваемая СЭМУД

$$P_{мех} = P_{эм}.$$

Отдаваемая полезная механическая мощность $P_{пол}$ меньше мощности $P_{мех}$ на величину механических потерь $p_{мех}$

$$P_{пол} = P_{мех} - p_{мех}.$$

Потери $p_{мех}$ вызваны работой сил трения в механической системе, которые усиливаются радиальными силами одностороннего электромагнитного притяжения бойка $p_{тр.эм}$, зависящие от скорости движения и потерями в упругих связях $p_{тр.упр}$, а также потерями мощности при ударе $p_{уд}$, вызванными неполным восстановлением объемов соударяющихся тел и потерями кинетической энергии частично упругого удара

$$p_{мех} = p_{тр.эм} + p_{тр.упр} + p_{уд}.$$

Коэффициент полезного действия СЭМУД представляет собой отношение мощностей отдаваемой полезной $P_{пол}$ к потребляемой из сети $P_{эл}$

$$\eta = \frac{P_{пол}}{P_{эл}}.$$

Обычно КПД СЭМУД составляет 22...46 %.

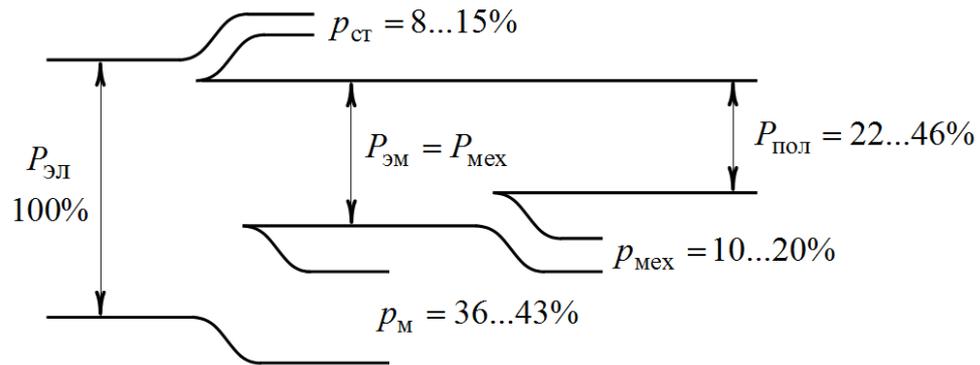


Рисунок 2.15 – Энергетическая диаграмма СЭМУД

Основными потерями мощности являются электрические потери в цепи катушек, которые составляют до 43% потребляемой электрической мощности.

В случае выполнения магнитопровода шихтованным основные потери в стали определяются потерями мощности в цельнометаллическом бойке, которые в совокупности могут достигать до 15%. Потери мощности, возникающие в ударной механической системе могут достигать до 20% от электрической мощности.

Рассмотренные во второй главе процессы энергопреобразования выполнены при допущении, что потери мощности в стали и механические потери равны нулю. Реальная доля этих потерь может достигать 18...35% (рисунок 2.15). Количественный учет этих потерь возможен только при составлении точных динамических моделей СЭМУД.

Выполненный анализ энергопреобразовательных процессов при указанных допущениях продиктован существующими подходами качественного анализа электромагнитных устройств [41, 44].

2.8 Выводы

1. На основе баланса энергии электромеханической системы рассмотрены процессы энергопреобразования за полный рабочий цикл различных вариантов конструктивных схем СЭМУД, характеризующихся способами реализации возвратно-поступательного движения бойка, выполненных преимущественно по двухкатушечным вариантам схем, и поясняющих закономерности протекающих процессов взаимного преобразования различных видов энергии в рабочем цикле машины, дополняю-

щие классические представления теории энергопреобразования импульсных циклических электромагнитных машин.

2. Получить точную оценку рациональности рабочих циклов по способу реализации возвратно-поступательного движения ударной массы только на основе анализа процессов энергопреобразования не представляется возможным, поскольку требуется привлечение дополнительных ресурсов, что вызвано необходимостью воспроизведения точных динамических моделей устройств, наиболее полно отражающих взаимосвязи всех подсистем СЭМУД, а также учитывающих возможности для проведения всестороннего анализа электромеханических процессов в различных режимах при учете нелинейных связей в магнитной системе, степени подвижности инерционных масс и свойств упругих связей в механической системе, сопровождаемых различного рода потерями энергии.

Глава 3 АНАЛИЗ РЕЖИМОВ РАБОТЫ ЦИКЛИЧНЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ МАШИН ИЗ УСЛОВИЯ ДОПУСТИМОГО НАГРЕВА

3.1 Оценка конструктивного совершенства систем охлаждения циклических электромагнитных машин ударного действия

Создание СЭМУД неразрывно связано с разработкой и проектированием эффективных систем охлаждения. Интенсификация теплоотдачи непосредственно связана с возможностью повышения ударной мощности и продолжительности включения электромагнитных машин.

Также следует отметить, что применение той или иной системы охлаждения ударного узла обусловлено, в первую очередь, его назначением и областью применения.

В настоящее время сложились традиционные конструктивные типы электромагнитных двигателей и определенные единообразия в конструктивных решениях систем, используемых для их охлаждения.

Прежде всего, тепловой режим электромагнитного ударного узла определяется его энергетическими характеристиками и геометрическими параметрами, а также параметрами системы охлаждения. При этом система охлаждения должна обеспечивать отвод все выделяющейся теплоты, поддерживая максимальную температуру катушки ударного узла на допустимом уровне, определяемом классом нагревостойкости изоляционного материала обмоточного провода.

3.1.1 Критерии сравнения теплоотводящих способностей систем охлаждения циклических электромагнитных машин

В качестве критерия для сравнения теплоотводящих способностей существующих систем охлаждения используется понятие поверхностной плотности теплового потока, представляющей собой отношение допустимой мощности тепловыделения (тепловых потерь) в катушке к поверхности ее охлаждения [36]

$$q_s = \frac{Q}{S_k},$$

где q_s – допустимая плотность теплового потока, $\text{Вт}/\text{м}^2$; Q – допустимая мощность тепловыделения катушки (тепловой поток), Вт ; S_K – поверхность охлаждения катушки, м^2 .

Мощность тепловыделения (мощность отводимых потерь), как известно, определяется выражением [125]

$$Q = P_{\Pi} = k_T S_K \tau,$$

где k_T – коэффициент теплоотдачи, $\text{Вт}/\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C}$; τ – превышение температуры поверхности над температурой окружающей среды (перегрев), $^\circ\text{C}$; P_{Π} – тепловые потери в катушке, Вт .

Следовательно, поверхностную плотность теплового потока можно представить как

$$q_s = k_T \tau.$$

Самым простым, в плане конструктивного исполнения, является естественное воздушное охлаждение. Однако оно не всегда обеспечивает заданный температурный режим ударного узла. При данном способе охлаждения коэффициент теплоотдачи в среднем составляет $k_T = 10 \dots 15 \text{ Вт}/\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C}$.

Это означает, что при допустимом превышении температуры в пределах $\tau = 80 \dots 140^\circ\text{C}$ для многослойных катушек по ГОСТ 12434-83 с изоляционными материалами и нагревостойкостью по ГОСТ 8865-93 допустимая плотность теплового потока при естественном воздушном охлаждении может составлять $q_s = 800 \dots 2100 \text{ Вт}/\text{м}^2$ [155, 156].

В действительности для реальных электромагнитных ударных устройств, вследствие дополнительных сопротивлений тепловому потоку на пути от нагретой катушки к поверхности охлаждения, эти значения несколько ниже и при колебаниях превышения температуры в пределах $60 \dots 90^\circ\text{C}$ допустимая плотность теплового потока не превышает $1500 \text{ Вт}/\text{м}^2$ [155].

Плотность теплового потока, кроме того, будет зависеть от габаритов. Объясняется это тем, что с уменьшением размеров удельная отдача теплоты конвекцией заметно увеличивается [157].

В отличие от электромагнитных приводов электрических аппаратов, в электро-

магнитных ударных узлах с естественным охлаждением отдача теплоты может осуществляться с корпусных деталей конструкции. В общем случае падение температуры происходит в технологическом зазоре, образованном между магнитопроводом и катушкой, а при наличии корпуса, дополнительно к первому, между магнитопроводом и стенкой корпуса. Только в одном технологическом зазоре перепад температуры может составлять более 25% от температуры поверхности катушки [158].

По имеющимся данным на практике для электромагнитных машин с относительно невысокой ударной мощностью (до 1 кВт) допустимая поверхностная плотность теплового потока несколько ниже и составляет в длительном режиме $300 \dots 700 \text{ Вт/м}^2$, что почти в 3 раза ниже допустимого расчетного значения [159].

При этом коэффициент теплоотдачи с поверхности с естественным охлаждением не превышает в среднем $k_T = 10 \dots 15 \text{ Вт/м}^2 \cdot ^\circ\text{C}$. Понятно, что при такой теплоотдаче работа электромагнитного ударного узла может осуществляться только при кратковременном или повторно-кратковременном режиме работы. К недостаткам данного способа охлаждения следует отнести увеличенный перепад температуры между катушкой и поверхностью охлаждения [160, 161].

Результаты исследований тепловых процессов электромагнитных ударных узлов при ПВ=40% показали разницу между средней температурой нагрева катушки и корпуса, равную 35°C при средней температуре катушки 110°C [44]. Сокращение продолжительности включения до ПВ = 60, 40, 25 и 15% рассматривается как мера, позволяющая дополнительно загрузить электромагнитный ударный узел и тем самым повысить единичную энергию удара при допустимом нагреве [156]. При сокращении ПВ% и соответствующем увеличении потребляемой мощности колебания температур возрастают.

Длительный режим работы электромагнитных ударных узлов может быть обеспечен принудительным воздушным охлаждением катушки.

В существующих системах с принудительным воздушным охлаждением ударных узлов коэффициент теплоотдачи для скорости воздуха в пределах $10 \dots 40 \text{ м/с}$ составляет $k_T = 50 \dots 130 \text{ Вт/м}^2 \cdot ^\circ\text{C}$, а допустимая плотность теплового потока рекомендуется в интервале $5 \dots 10 \text{ кВт/м}^2$, что почти на порядок выше, чем при естественном охлаждении.

3.1.2 Конструктивные схемы СЭМУД с естественной системой охлаждения

Возможные варианты конструктивных схем систем естественного воздушного охлаждения созданных ударных узлов СЭМУД с продольным и поперечным разрезом приведены на рисунках 3.1–3.4.

Среди синхронных электромагнитных ударных машин с естественным воздушным охлаждением можно выделить три основные группы конструктивных признаков систем охлаждения.

К первой группе признаков (рисунок 3.1) относятся системы охлаждения с замкнутой цилиндрической теплоотдающей поверхностью магнитопровода. Непосредственный контакт поверхности охлаждения катушки с внешней средой отсутствует. Основной отвод теплоты в данной конструкции осуществляется посредством его передачи от катушки к магнитопроводу через технологический зазор. Частично отвод теплоты может осуществляться через полюсную систему статора.

Одним из примеров такой машины является однокатушечный ударный узел УЭ–1 станка для клёпки шарнирных соединений с регулируемой энергией удара 2...40 Дж [46].

По близкой к данной конструктивной схеме выполнены рекомендованная к серийному производству однокатушечная электромагнитная ударная машина со свободным выбегом бойка МС–16М и её модификации МС–15, МС–17/36, МС–18/36, Дятел–2, а также двухкатушечная электромагнитная машина МС–20 [44].

При средней потребляемой мощности ударного узла, не превышающей 300 Вт и значении КПД 30%, продолжительность включения не превышала ПВ= 40%.

Недостатком систем охлаждения, относящихся к первой группе признаков, стал значительный перепад средней температуры между наиболее нагретыми (боек) и менее нагретыми (поверхности корпусных деталей конструкции) частями машины, который может достигать трехкратной величины.

При допустимой температуре нагрева поверхности цилиндрического магнитопровода 65°C температура бойка может составлять 200°C .

Ко второй группе признаков следует отнести системы охлаждения с замкнутой ребренной теплоотдающей поверхностью (рисунок 3.2). Снижение средней темпера-

туры катушки достигается за счет увеличения поверхности охлаждения [40, 162].

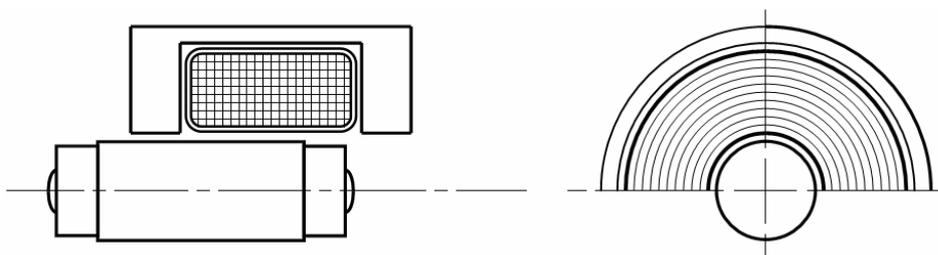


Рисунок 3.1 – Система охлаждения с замкнутой цилиндрической теплоотдающей поверхностью

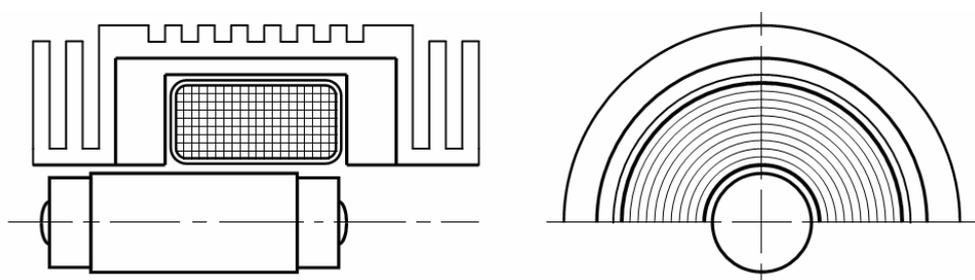


Рисунок 3.2 – Система охлаждения с замкнутой оребренной цилиндрической теплоотдающей поверхностью

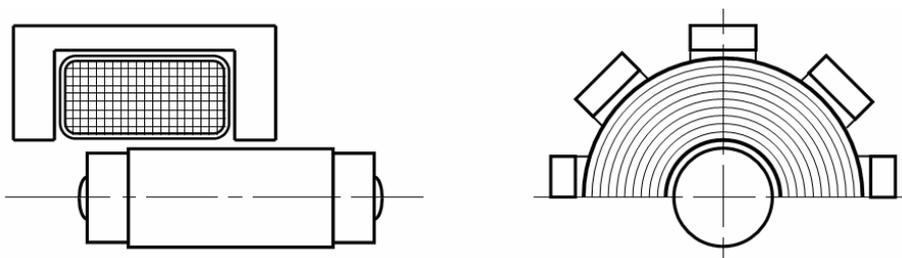


Рисунок 3.3 – Система охлаждения с разомкнутой в форме звезды цилиндрической теплоотдающей поверхностью

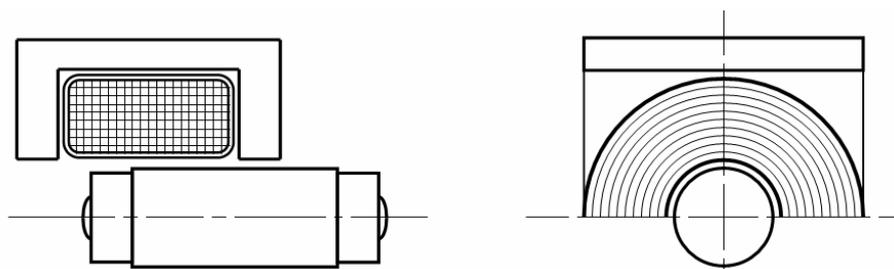


Рисунок 3.4 – Система охлаждения с разомкнутой плоской теплоотдающей поверхностью

Конструктивно от систем охлаждения на рисунке 3.1 системы охлаждения, относящиеся ко второй группе, отличаются только наличием оребренных поверхностей, увеличивающих общую поверхность охлаждения. Непосредственный контакт поверхности катушки с внешней средой здесь также исключен.

По данному конструктивному признаку были выполнены успешно прошедшие заводские испытания однокатушечные электромагнитные ударные машины со свободным выбегом бойка МС–19/36М (Дятел–3) [44].

При одинаковой потребляемой мощности ударными узлами увеличение в 2 и более раза поверхности охлаждения позволило только ослабить средний нагрев катушки при сохранении продолжительности включения на прежнем уровне $PВ = 40\%$. Подобные системы охлаждения оказались малоэффективными и не нашли широкого практического применения.

К третьей группе относятся системы охлаждения (рисунок 3.3 и рисунок 3.4), в которых основная теплоотдача в окружающую среду осуществляется непосредственно с поверхности катушки за счет особой конструкции исполнения магнитопровода.

Система охлаждения на рисунке 3.3 содержит магнитопровод, выполненный в виде симметрично расположенных относительно друг друга пакетов в форме звезды. Каждый пакет изготовлен из набора П-образных стальных пластин, скрепленных между собой.

По аналогичной схеме охлаждения были выполнены электромагнитные генераторы силовых импульсов УЭМ–3 и УЭМ–4 с энергией удара на 6 Дж и на 15 Дж [35].

Как последующий этап совершенствования системы охлаждения (рисунок 3.4) было предложено использовать витую конструкцию магнитопровода прямоугольной формы, изготовленную из ленточной электротехнической стали. Это позволило получить более открытую для внешней среды поверхность охлаждения.

По данной схеме охлаждения выполнялись серийно производимые электрические ударные машины МЭУ–125 и ИЭ–4420 с энергией удара 0,5...0,7 Дж. При номинальной потребляемой мощности 125 Вт продолжительность включения была увеличена до $PВ = 60\%$.

Поиск рациональной системы охлаждения, прежде всего, связан со структурной схемой электромагнитной ударной машины, которая определяет конструкцию и компоновку всей машины.

Сравнительная оценка достигнутого уровня совершенства используемых систем охлаждения синхронных электромагнитных машин ударного действия с естественным воздушным охлаждением приведена в таблице 3.1.

В качестве критериев, отражающих совокупность определенных качеств и условий работы, рассматриваемых систем возникает необходимость в привлечении дополнительных показателей.

Для характеристики теплонапряженности электромагнитной машины вводится показатель удельной тепловой нагрузки катушки

$$q_v = \frac{Q}{V_M},$$

где Q – мощность потерь в катушке, Вт; V_M – объем активных материалов катушки, м³.

Для характеристики интенсивности процесса нагрева используем постоянную времени нагрева катушки:

- не учитывающую влияние отдачи тепла стали

$$T_H = \frac{c_M m_M}{k_T S_K},$$

где c_M – удельная теплоёмкость меди катушки, Дж/кг·°C; m_M – масса меди катушки, кг;

- учитывающую влияние отдачи тепла стали

$$T'_H = \frac{c_M m_M + \beta_T c_{CT} m_{CT}}{k_T S_K},$$

где c_{CT} – удельная теплоемкость стали магнитной системы, Дж/кг·°C; m_{CT} – масса стали магнитопровода, кг; β_T – безразмерный коэффициент, учитывающий степень передачи тепла от катушки к стали.

Для бескаркасных катушек с намоткой на втулку $\beta_T = 0,275 \dots 0,55$. Для бескаркасных бандажированных катушек и каркасных катушек $\beta_T = 0,275 \dots 0,45$ [114].

Приведенные в таблице 3.1 показатели систем охлаждения электромагнитных машин ударного действия выявляют различные свойства к охлаждению этих машин.

Между этими показателями существуют многосторонние связи, отражающие сложный характер тепловых и аэродинамических процессов.

Достигнутый уровень показателей позволяет количественно оценить различные системы охлаждения и определиться с наиболее полно удовлетворяющими техническим требованиям.

Для класса электромагнитных машин с естественным охлаждением (таблица 3.1) по требованиям ударной нагрузки ни одна из машин не удовлетворяет условию работы с ПВ = 100%. Средняя продолжительность включения в десятиминутном рабочем цикле для большинства машин составляет ПВ = 40%.

Среднее значение теплового потока, отнесенного к поверхности охлаждения катушки, изменяется в пределах $5,2 \dots 13,3 \text{ кВт/м}^2$, что на порядок выше допустимого значения для длительного режима нагрева.

Оценка данного показателя относительно поверхности охлаждения магнитопровода показывает уменьшение плотности теплового потока примерно в 1,15 раза. Исключение составляют ударные машины, выполненные по схеме рисунка 3.2, конструкция которых позволяет увеличить площадь охлаждения, а тепловой поток по отношению к поверхности катушки снизить примерно в 2 раза. Средняя удельная тепловая нагрузка активного объема, занятого катушкой, составляет $344 \dots 1422 \text{ кВт/м}^3$.

Для систем с естественным способом охлаждения точное определение постоянной времени нагрева катушки электромагнитной машины представляет собой более сложную задачу.

Для практических расчетов при определении постоянной времени нагрева катушки T'_H (таблица 3.1) применялась приближенная формула расчета, учитывающая передачу теплоты от катушки к стальным элементам магнитопровода.

Также было установлено, что в диапазоне значений, рекомендуемого безразмерного коэффициента β_T , учитывающего степень передачи тепла от катушки к стали, ошибка при определении постоянной времени нагрева может составлять 15...30%.

При естественном способе охлаждения для приведенного класса электромагнитных машин постоянная времени нагрева с учетом отдачи теплоты стали находится в диапазоне значений 36...160 минут. Учет передачи теплоты от катушки к стальным элементам магнитопровода увеличивает постоянную времени нагрева в 1,35...2,36 раза.

Таблица 3.1 – Сравнительная оценка уровня совершенства систем охлаждения СЭМУД с естественным способом охлаждения

№ п/п	Наименование величины	МС-15	МС-18/36М Дятел-2	МС-20	УЭ-1	МС-19/36М Дятел -3	ЭМ-2	МЭУ-125 ИЭ-4220
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	Энергия удара, Дж	4,0	3,0	8,0	40	3,0	2,2	0,7
2	Количество ударов, уд/мин	1500	1500	1500	1500	1500	3000	3000
3	Мощность, потребляемая ударным узлом, Вт	240	220	600	2600	240	258	125
4	Полезная мощность, Вт	100	75	200	1000	75	110	35
5	Мощность потерь (тепловой поток), Вт	140	145	400	1600	165	148	90
6	КПД, %	42	34	34	38	31	43	28
7	ПВ, %	40	40	40	40	40	25	60
8	Масса катушки, кг: – прямого хода – обратного хода	2,45 –	0,975 –	2,45 2,45	10,6 –	0,975 –	0,289 0,289	0,36 –
9	Поверхность охлаждения, $\times 10^{-4}$, м ² : – прямого хода – обратного хода	271,7 –	250 –	271,7 271,7	1013 –	250 –	59,4 59,4	67,8 –
10	Объем катушки, $\times 10^{-6}$, м ³ : – прямого хода – обратного хода	407,2 –	174,4 –	407,2 407,2	1979,2 –	174,4 –	54,3 54,3	63,3 –

Продолжение таблицы 3.1

1	2	3	4	5	6	7	8	9
11	Масса, кг: – магнитопровода, включая массу бойка – ударного узла без инструмента	1,68 4,5	0,845 2,5	3,5 8,7	28,2 47,0	1,2 2,4	0,95 2,3	0,57 0,96
12	Поверхность охлаждения магнитопровода, приведенная к одной катушке, $\times 10^{-4}$, м ²	314,2	290,0	314,2	1761,2	471,0	127,2	-
13	Средний тепловой поток, $\times 10^3$, Вт/м ² : – отнесенный к поверхности охлаждения катушки – отнесенный к приведенной поверхности охлаждения магнитопровода	5,2 4,46	5,6 4,79	7,4 6,37	9,1 16,01	6,6 3,51	12,5 5,82	13,3 -
14	Средняя удельная тепловая нагрузка, $\times 10^3$, Вт/м ³ : – катушки рабочего хода – катушки обратного хода	344 –	796 –	491 –	808 –	946 –	1363 1362,8	1422 –
15	Постоянная времени нагрева катушки, с.: – рабочего хода – обратного хода	3516 –	1520 –	3516 –	4080 –	1520 –	1895 –	1725 –
16	Постоянная времени нагрева катушки с учетом отдачи теплоты стали, с.: – рабочего хода – обратного хода	4750 –	2195 –	4800 –	9650 –	2890 –	2650 –	3120 –
17	Схема системы охлаждения	рисунок 3.1	рисунок 3.1	рисунок 3.1	рисунок 3.1	рисунок 3.2	рисунок 3.2	рисунок 3.4

Приведенные расчетные данные не гарантируют точных значений постоянной времени нагрева. Это, прежде всего, связано с тем, что электромагнитная машина, несмотря на простоту конструкции, представляет собой сложную неоднородную систему, состоящую из ряда частей с различной теплоёмкостью, теплопроводностью и неодинаковыми условиями охлаждения. Тепловые потоки неоднородных частей взаимодействуют друг с другом. Учесть это взаимное влияние, а также неодинаковость охлаждения и неоднородность устройства, при расчете постоянной времени нагрева T_H в общем случае не представляется возможным. Поэтому наиболее точным методом определения постоянной времени нагрева катушки остается за экспериментом.

3.1.3 Конструктивные схемы СЭМУД с принудительной воздушной системой охлаждения

Наибольшее распространение среди электромагнитных машин ударного действия получило принудительное воздушное охлаждение. Возможные варианты конструктивных схем систем принудительного охлаждения созданных ударных узлов синхронных электромагнитных машин с продольным и поперечным разрезом приведены на рисунках 3.5 – 3.9. В последовательности их совершенствования можно выделить четыре основные группы конструктивных признаков систем охлаждения.

К первой группе признаков систем с принудительным воздушным охлаждением следует отнести электромагнитные машины с принудительной вентиляцией внешней цилиндрической теплоотдающей поверхности двигателя (рисунок 3.5). Теплоотдача в этом случае происходит с внешней цилиндрической поверхности магнитопровода, что по сравнению с естественной системой охлаждения позволяет существенно повысить коэффициент теплоотдачи.

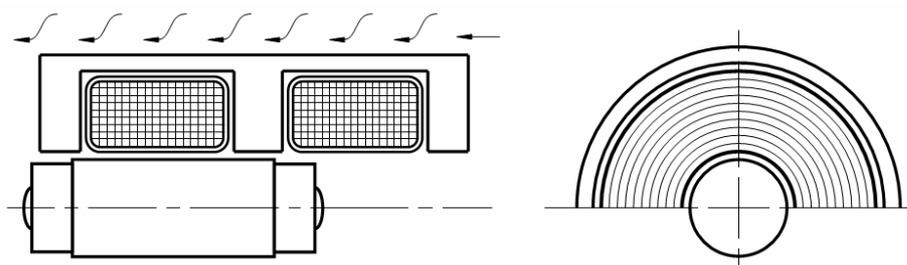


Рисунок 3.5 – Система охлаждения с принудительной вентиляцией внешней цилиндрической теплоотдающей поверхности

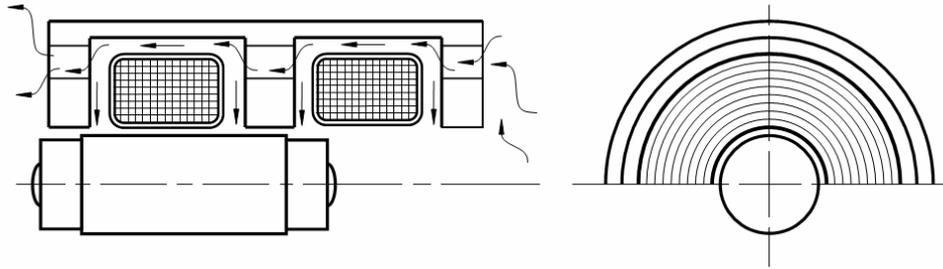


Рисунок 3.6 – Система охлаждения с принудительной вентиляцией через воздушные тракты, образованные внутренними цилиндрическими теплоотдающими поверхностями

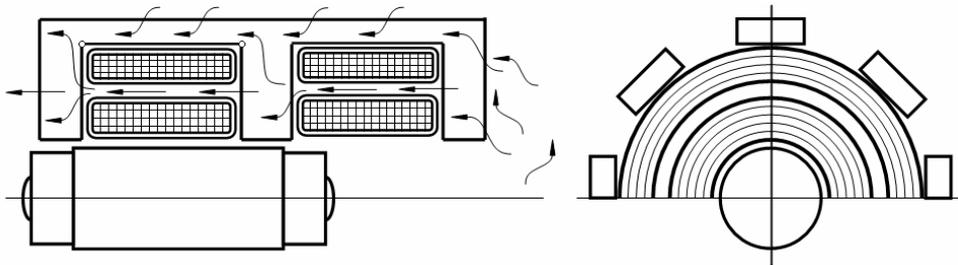


Рисунок 3.7 – Система охлаждения с принудительной вентиляцией коаксиальных каналов, образованных теплоотдающими поверхностями

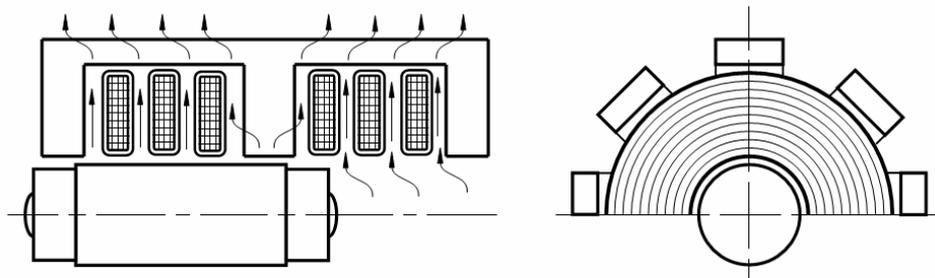


Рисунок 3.8 – Система охлаждения с принудительной вентиляцией радиальных каналов, образованных теплоотдающими поверхностями

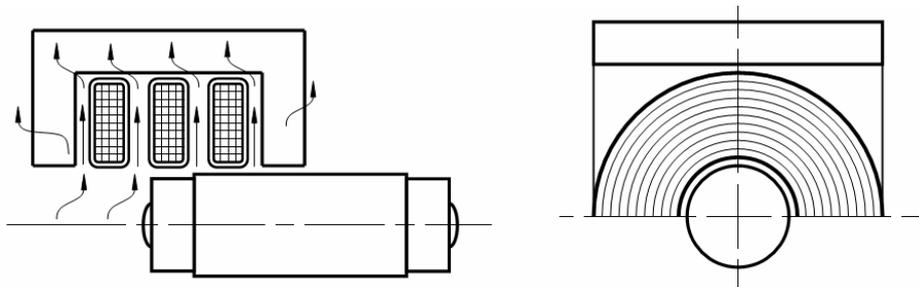


Рисунок 3.9 – Система охлаждения с магнитопроводом прямоугольной формы и принудительной вентиляцией радиальных каналов в катушке охлаждения позволяет существенно повысить коэффициент теплоотдачи

Результаты тепловых испытаний электромагнитного ударного узла показали, что при увеличении расхода охлаждающего воздуха с 20 до 50 м³/час по отношению к естественному способу охлаждения принудительная вентиляция позволяет увеличить допустимую мощность потерь соответственно в 1,6...2,3 раза [159]. При этом мощность, расходуемая на вентиляцию, в среднем составляет 0,33 Вт на каждый ватт отводимой мощности потерь.

Внешняя вентиляция ударного узла была опробована при производстве двухкатушечной электромагнитной машины СЦ–2 с энергией удара 4 Дж. При потреблении ударным узлом мощности 580 Вт продолжительность включения составила ПВ = 25% [163]. Тепловые испытания показали разницу средней температуры нагрева катушки и магнитопровода, равную 64⁰С. Из-за значительных градиентов температур внутри ударного узла, а также высоких затрат энергии на вентиляцию данная система охлаждения не получила широкого практического применения.

Ко второй группе признаков электромагнитных машин с принудительной вентиляцией катушек следует отнести системы охлаждения с воздушными трактами, образованными внутренними цилиндрическими теплоотдающими поверхностями, приведенные на рисунке 3.6.

Выполнение специальных вентиляционных отверстий в конструкции двигателя позволило создать воздушные тракты, образованные цилиндрическими и торцевыми плоскостями обмоток и магнитопроводом с автономным вводом и выводом воздуха через отверстия в полюсах. Условия формирования аэродинамического режима непосредственно связаны с геометрическими характеристиками вентиляционной системы.

Интенсификация процесса теплоотдачи здесь заметно повышается и при ПВ = 100% система с непосредственной вентиляцией катушек позволяет отводить в 1,6 раза больше мощности потерь, чем система с внешней вентиляцией ударного узла.

При расходе охлаждающего воздуха в пределах 20...50 м³/час мощность, расходуемая на вентиляцию, составляет в среднем 0,2 Вт на каждый ватт отводимой от ударного узла мощности потерь [159]. Интенсификация процесса теплоотдачи в сравнении с естественным воздушным охлаждением здесь заметно повышается так, как в несколько раз может быть увеличен коэффициент теплоотдачи.

К недостаткам системы охлаждения следует, в первую очередь, отнести большую разницу между более и менее нагретыми слоями обмоточного пространства.

Именно по этой причине данная система охлаждения не получила широкого распространения и была ограничена в своем использовании на уровне опытно-конструкторских разработок синхронных электромагнитных ударных узлов с энергией удара до 20 Дж.

К третьей группе, получившей наибольшее признание, следует отнести системы охлаждения с принудительной вентиляцией коаксиальных каналов, образованных теплоотдающими поверхностями (рисунок 3.7). Равномерность охлаждения отдельных секций многослойной катушки при одинаковой их толщине стало возможным за счет расхода воздуха в отдельных вентиляционных каналах пропорциональным с выделяемой в них мощностью.

Данная система вентиляции впервые была опробована в 1974 г. при серийном производстве электромагнитной ударной машины ИЭ-4207, рассчитанной на энергию удара 4,5 Дж и имеющей полезную мощность ударного узла, равную 225 Вт. По данной схеме охлаждения также были выполнены серийно производимые ударные узлы электромагнитных машин ИЭ-4210, ИЭ-4709 с полезной мощностью соответственно 315 Вт и 125 Вт [37, 40].

Достоинством данной системы охлаждения является то, что разделение объема катушки на ряд секций, изолированных друг от друга воздушными коаксиальными каналами, позволяет в два и более раз снизить разницу температур в нагретых слоях обмоточного пространства. Одним из главных недостатков используемого принципа охлаждения является более низкий коэффициент заполнения катушки.

Движение воздушного потока связано с потерями на трение, которые пропорциональны длине вентиляционного канала, что оказывает влияние на теплообмен. Например, для двухкатушечных электромагнитных машин разница в средней температуре перегрева между катушками (прямого и обратного хода) может составлять до 30% [7].

Дальнейшее совершенствование интенсификации процесса теплоотдачи нашло свое отражение в системах охлаждения с принудительной вентиляцией радиальных каналов, образованных теплоотдающими поверхностями, относящихся к четвертой группе признаков (рисунок 3.8 и рисунок 3.9).

Системы вентиляции с радиальным расположением каналов позволили увеличить общую площадь охлаждения катушек, снизить сопротивление воздушному пото-

ку и обеспечить более равномерный нагрев обеих катушек.

По принципу охлаждения рисунка 3.8 была разработана вентиляционная система двухкатушечной электромагнитной машины ИЭ–4724 с полезной мощностью ударного узла 125 Вт.

По принципу охлаждения рисунка 3.9 разработана вентиляционная система однокатушечной электромагнитной машины ТТ–312 Б с максимальной энергией удара 3 Дж и максимальной полезной мощностью ударного узла 75 Вт.

Поиск рациональной системы охлаждения, прежде всего, связан со структурной схемой электромагнитной ударной машины, которая определяет конструкцию и компоновку всей машины.

Сравнительная оценка достигнутого уровня совершенства используемых систем охлаждения синхронных электромагнитных машин ударного действия с принудительным воздушным охлаждением, продолжительность включения которых составляет в среднем ПВ = 60, 100%, приведена в таблице 3.2 [47].

Среднее значение теплового потока, отнесенного к поверхности охлаждения катушки, изменяется в пределах $9,7...24,7 \text{ кВт/м}^2$, что примерно в 1,8 раза выше, чем для машин с естественным воздушным охлаждением.

Применение системы принудительного воздушного охлаждения позволяет существенно увеличить среднюю удельную тепловую нагрузку активного объёма катушки, которая находится в пределах $1728...5172 \text{ кВт/м}^3$. Это более чем в 3...5 раза выше, чем для систем с естественным способом охлаждения.

Для рассматриваемого класса машин мощность двигателя для систем вентиляций, обеспечивающих коэффициент теплоотдачи $k_T = 25...35 \text{ Вт/м}^2 \cdot ^\circ\text{C}$, составляет в среднем не более 6% от мощности, потребляемой ударным узлом. Этого вполне достаточно, чтобы обеспечить режим работы с ПВ = 60%.

Для систем вентиляций, обеспечивающих продолжительный режим работы ударного узла (ПВ=100%), коэффициент теплоотдачи для которых находится в пределах $k_T = 50...100 \text{ Вт/м}^2 \cdot ^\circ\text{C}$, для поддержания необходимой производительности вентилятора мощность его двигателя может составлять до 25% от потребляемой ударным узлом мощности.

Таблица 3.2 – Сравнительная оценка уровня совершенства систем охлаждения СЭМУД с принудительным воздушным охлаждением

№ п/п	Наименование величины	УВМ-3	УВМ-5	СЦ-2	ИЭ-4207	ИЭ-4210	ИЭ-4709	ИЭ-4724 (Dauer)	ТТ-312Б
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	Энергия удара, Дж	4,0	4,0	4,0	4,5	6,3	2,5	2,5	2,1
2	Количество ударов, уд/мин	1500	1500	3000	3000	3000	3000	3000	2000
3	Мощность, потребляемая ударным узлом, Вт	285	310	580	600	700	400	400	250
4	Полезная мощность, Вт	100	100	200	225	315	125	125	70
5	Мощность потерь (тепловой поток), Вт	185	210	380	375	385	275	275	180
6	К.п.д., %	35	32	35	37,5	45	31	31	28
7	ПВ, %	60	60	25	60	60	100	100	100
8	Масса катушки, кг: – прямого хода – обратного хода	0,49 –	0,49 –	0,59 0,59	0,42 0,58	0,42 0,58	0,48 0,48	0,35 0,35	0,19 –
9	Поверхность охлаждения катушки, $\times 10^{-4}$ м ² : – прямого хода – обратного хода	94,6 –	94,6 –	76,9 76,9	162,1 224,2	162,1 224,2	171,5 171,5	212,6 212,6	116,7 –
10	Объем катушки, $\times 10^{-6}$ м ³ : – прямого хода – обратного хода	84,7 –	84,7 –	109,9 109,9	78,6 108,6	78,6 108,6	77,1 77,1	65,1 65,1	34,8 –

Продолжение таблицы 3.2

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
11	Масса, кг: – магнитопровода, включая массу бойка – ударного узла без инструмента	1,09 3,5	1,12 2,8	1,80 3,9	1,60 4,1	1,60 4,3	1,10 2,8	1,10 2,7	0,57 1,14
12	Приведенная поверхность охлаждения магнитопровода, $\times 10^{-4} \text{ м}^2$	226,2	150,8	116,4	–	–	–	–	–
13	Средний тепловой поток, $\times 10^3 \text{ Вт/м}^2$: – отнесенный к поверхности охлаждения катушки – отнесенный к поверхности охлаждения магнитопровода	19,6 8,18	22,2 13,96	24,7 16,32	9,7 –	10,0 –	16,0 –	12,9 –	15,4 –
14	Средняя удельная тепловая нагрузка, $\times 10^3 \text{ Вт/м}^3$: – катушки рабочего хода – катушки обратного хода	2184 –	2219 –	1728 1728	2385 1722	2457 1777	1783 1783	2112 2112	5172 –
15	Постоянная времени нагрева катушки, с.: – рабочего хода – обратного хода	810 –	810 –	1190 1190	290 290	290 290	220 220	160 160	75 –
16	Коэффициент теплоотдачи (примерный), $\text{Вт/м}^2 \cdot ^\circ\text{C}$	25,0	25,0	25,0	35,0	35,0	50,1	40,4	85,0
17	Схема системы охлаждения	рисунок 3.5	рисунок 3.5	рисунок 3.5	рисунок 3.7	рисунок 3.7	рисунок 3.7	рисунок 3.8	рисунок 3.9

Таким образом, для поддержания режима работы ударной машины с ПВ = 100% увеличение ее мощности на каждые 4...6 Вт должно сопровождаться увеличением мощности двигателя вентилятора приблизительно до 1,0 Вт. Это означает, что при создании электромагнитной машины, например, с энергией удара 100 Дж при 1500 уд/мин и КПД ударного узла 40% потребляемая им мощность составит 6,25 кВт. Следовательно, для обеспечения режима работы с ПВ = 100% для отвода теплового потока требуемая мощность двигателя вентиляционной установки должна составлять 1,0 ... 1,5 кВт. Для режима работы с ПВ = 60% мощность двигателя вентиляционной установки может быть снижена примерно до 0,4 кВт [159].

При отводе теплоты от катушки путем принудительного воздушного охлаждения частичная передача теплоты стали магнитопровода через слои изоляции и воздуха, отделяющие его от катушки, несущественно оказывает влияние на постоянную времени нагрева катушки. Поэтому расчет постоянной времени нагрева катушки для электромагнитных машин с принудительным воздушным охлаждением (таблица 3.2) выполнен без учета передачи тепла стальным элементам магнитопровода.

Для систем с принудительным воздушным охлаждением постоянная времени нагрева катушки существенно меньше, чем при естественном охлаждении, и лежит в диапазоне значений 1,25...19,8 минут.

3.2 Нагрев циклических электромагнитных машин в переходных режимах работы

Циклический режим работы ударного узла, синхронизированный с частотой подаваемых на катушку электромагнитного двигателя импульсов напряжения питающего источника, является основным режимом работы СЭМУД различного технологического назначения. Особенностью эксплуатации циклических электромагнитных машин является то, что условия работы ЛЭМД существенно зависят от времени переходного теплового процесса и колебаний температуры в рабочем цикле. В процессе работы мощность потерь, выделяемая в катушке, может существенно превышать значение этой мощности из условия допустимого нагрева.

Существующие методики необходимых тепловых расчетов в зависимости от условий охлаждения и режима работы циклических электромагнитных машин, как и электрических аппаратов, основаны на решении уравнений Ньютона и в известной

интерпретации является решением переходного процесса нагрева [125].

При общей постановке задачи тепловых расчетов имеется стандартный набор методик и решений, который можно применить для расчета электромагнитных машин, в том числе ударного действия, для длительного, кратковременного или повторно-кратковременного режима.

Наряду с известными режимами, позволяющими управлять тепловой нагрузкой, в проводимых исследованиях в соответствии с требованиями технологического процесса требуется рассмотреть некоторые частные случаи. Из условия допустимого нагрева требуется установить: максимально допустимое количество рабочих циклов (ударов), энергию удара до выхода электромагнитной машины на предельно допустимую по нагреву температуру с учетом заданной перегрузочной способности и начального превышения температуры ЛЭМД над температурой окружающей среды и т.д. При достижении предельно допустимого нагрева машину необходимо отключить и охладить до некоторой температуры.

Имеющиеся в учебных и научных изданиях методики такого расчета не дают однозначных ответов на поставленные вопросы и в контексте решаемой задачи автору неизвестны.

Разработка новых виброударных технологий и применение для этих целей электромагнитных двигателей вызывает необходимость совершенствования инженерных методик по их расчету, позволяющих уже на стадии проектирования оптимизировать работу СЭМУД с учетом динамических характеристик, обусловленных их рабочим процессом.

Рабочий процесс рассматриваемых циклических машин характеризуется различной частотой и продолжительностью включения, что позволяет управлять тепловой нагрузкой электромагнитного двигателя без прерывания технологического процесса путем воздействия на входные параметры ЛЭМД.

Прерывистый режим работы циклических электромагнитных машин является основным рабочим режимом и характеризуется тем, что ни в одном из периодов (циклов) работы температура элементов конструкции не достигает установившегося значения, а во время бестоковой паузы не успевают охладиться до температуры окружающей среды.

При циклическом режиме работы электромагнитной машины время рабочего

цикла будет определяться временем разгона ударной массы бойка, т.е. временем протекания тока в катушке t_p , и временем приведения бойка в исходное состояние – временем бестоковой паузы t_{Π} .

Время бестоковой паузы может быть искусственно увеличено необходимостью технологического процесса, связанного, например, с заменой изделия или изменением его положения при импульсной обработке давлением.

В зависимости от назначения и конструктивного исполнения электромагнитной машины время работы и время бестоковой паузы за один рабочий цикл может различаться в широком диапазоне времени $t_{\Pi}/t_p = 1 \dots 100$ [37]. При этом частота ударов (ходов) ЛЭМД при питании от источника промышленной частоты может составлять от 30 до 3000 уд/мин.

После определенного количества совершенных рабочих циклов (включение – отключение) катушка электромагнитной машины может находиться в квазиустановившемся тепловом режиме, при котором температура элементов ЛЭМД колеблется в некоторых пределах и не превышает предельно-допустимую температуру по условиям нагрева.

Возможны следующие случаи циклической работы ЛЭМД (ударного узла электромагнитной машины):

- при включении температура его элементов не сразу достигает установившихся значений, а при достижении он работает в квазиустановившемся тепловом режиме, при этом подводимая мощность за время работы не меняется;
- за время работы подводимая мощность может меняться скачкообразно, при этом температура его элементов может не сразу достигать установившихся значений, но и не превышает предельно допустимой из условия нагрева;
- до включения температура его элементов превышает температуру окружающей среды, а при включении не сразу достигает установившихся значений, при этом подводимая за время работы мощность может меняться скачкообразно или сохраняется постоянной;
- работа осуществляется в циклическом повторно-кратковременном режиме, который характеризуется продолжительностью включения ПВ%, при этом подводимая мощность превышает допустимую по нагреву в продолжительном режиме и со-

стоит из интервалов «работа – пауза» с установленными стандартными значениями ПВ % в десятиминутном цикле.

Точно рассчитать аналитически процесс охлаждения при таких режимах не представляется возможным ввиду изменения основных параметров, определяющих процесс теплопередачи.

Установленные в этой главе соотношения получены при допущении, что циклическая электромагнитная машина является однородным телом с равномерно распределенным источником теплоты и с идеальной теплопроводностью, т.е. перепад температуры по сечению двигателя равен нулю; коэффициент теплоотдачи в процессе нагрева и охлаждения не зависит от превышения температуры теплоотдающей поверхности над температурой окружающей среды; не учитывается изменение активного сопротивления катушки при нагреве, т.е. принимается, что мощность тепловыделений в процессе нагрева не меняется. Правомерность принятых допущений соответствует поставленной цели – приближенного расчета.

3.2.1 Уравнение нагрева в конечных разностях

Рабочий процесс рассматриваемых режимов нагрева представим как последовательность рабочих циклов электромагнитной машины. Под длительностью времени рабочего цикла условимся понимать сумму времени рабочего хода бойка и время его возврата в исходное положение или ожидания, предусмотренное технологическим процессом.

Рабочий процесс будет характеризоваться чередующимися интервалами времени нагрева t_p (время протекания тока) и охлаждения t_{II} (время бестоковой паузы).

Типичная кривая циклического процесса нагрева и охлаждения представлена на рисунке 3.10.

Теплота, выделяемое катушкой электромагнитного двигателя при работе, частично отдается в окружающую среду и частично идет на повышение его температуры.

Процесс нагрева и охлаждения для любого n -го цикла ($n = 0, 1, 2 \dots$) определяется с помощью уравнения Ньютона:

$$\begin{cases} C \frac{d\tau}{dt} + k_T S_{\Pi} \tau = P, & n t_{\text{ц}} \leq t \leq n t_{\text{ц}} + t_p; \\ C \frac{d\tau}{dt} + k_T S_{\Pi} \tau = 0, & n t_{\text{ц}} + t_p \leq t \leq (n+1) t_{\text{ц}}, \end{cases} \quad (3.1)$$

где τ – изменяющаяся во времени превышение температуры электромагнитного двигателя над температурой окружающей среды; C – теплоемкость тела двигателя; S_{Π} – теплоотдающая поверхность (поверхность охлаждения); P – мощность тепловых потерь; $t_{\text{ц}} = t_p + t_{\Pi}$ – время цикла.

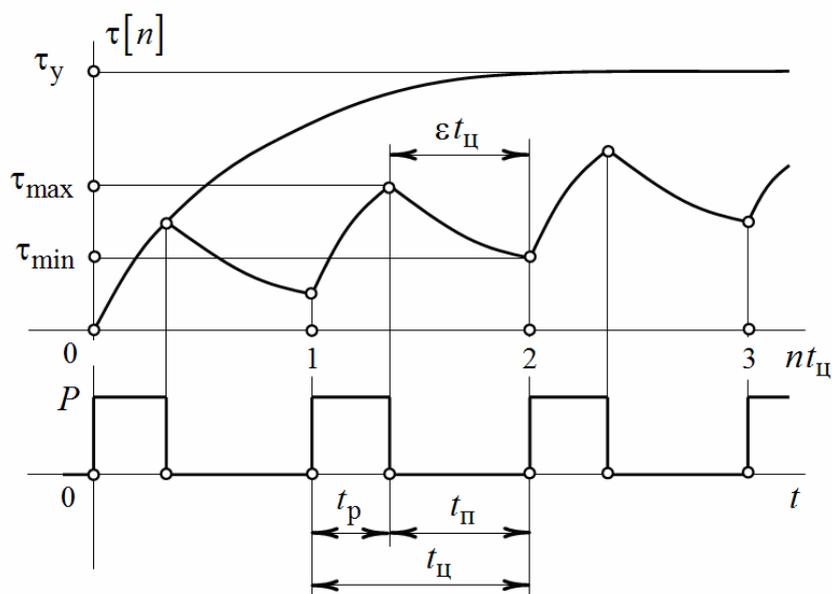


Рисунок 3.10 – График циклического процесса нагрева и охлаждения

Положив для непрерывной функции $\tau(t)$ на рисунке 3.10, что $t = n t_{\text{ц}}$, решение переходного процесса удобно исследовать с помощью дискретных преобразований.

Решение системы (3.1) подробно рассмотрено в [166], здесь же приводятся конечные выражения и их применение при исследовании зависимости температуры тела от параметров ЛЭМД.

Для определения перегрева катушки на любом интервале времени удобно воспользоваться разностными уравнениями.

Обозначим перегрев в начале n -го цикла через $\tau[n]$, а в начале бестоковой паузы $\tau[n + \varepsilon]$, где $\varepsilon = \frac{t_{\Pi}}{t_{\text{ц}}}$ и, наконец, перегрев в конце n -го цикла и в начале $n + 1$ цикла через $\tau[n + 1]$.

Для получения уравнения в конечных разностях необходимо получить решение (3.1), выражающее перегрев $\tau[n+1]$ в конце n -го состояния через перегрев $\tau[n]$ в начале n -го состояния за один цикл работы.

В период нагрева на интервале $nt_{\text{ц}} \leq t \leq nt_{\text{ц}} + t_{\text{р}}$, отсчитывая время от начала n -го цикла, согласно (3.1) решение для перегрева будет иметь вид

$$\tau = \tau_y + (\tau[n] - \tau_y) e^{-\frac{t}{T_0}},$$

где $\tau_y = \frac{P}{k_T S_{\text{п}}}$ – установившееся превышение температуры при длительном процессе выделения мощности; T_0 – постоянная времени нагрева ЛЭМД.

В конце нагрева при $t = nt_{\text{ц}} + t_{\text{р}}$ перегрев

$$\tau[n + \varepsilon] = \tau_y + (\tau[n] - \tau_y) e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T_0}} \quad (3.2)$$

В период бестоковой паузы на интервале $nt_{\text{ц}} + t_{\text{р}} \leq t \leq (n+1)t_{\text{ц}}$ решение (3.1) для процесса охлаждения будет иметь вид

$$\tau = \tau[n + \varepsilon] e^{-\frac{t}{T_0}}.$$

В начале следующего цикла при $t = nt_{\text{ц}}$ перегрев составит

$$\tau[n+1] = \tau[n + \varepsilon] e^{-\frac{t_{\text{п}}}{T_0}}. \quad (3.3)$$

Подставляя значение $\tau[n + \varepsilon]$ из (3.3) в (3.2), перейдем к разностному уравнению, определяющего перегрев в конце n -го цикла

$$\tau[n+1] = \tau[n] e^{-\frac{t_{\text{ц}}}{T_0}} + \tau_y \left(1 - e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T_0}}\right) e^{-\frac{t_{\text{п}}}{T_0}} \quad (3.4)$$

Обозначив в (3.4) $b_1 = e^{-\frac{t_{\text{ц}}}{T_0}}$ и $b_2 = \tau_y \left(1 - e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T_0}}\right) e^{-\frac{t_{\text{п}}}{T_0}}$, получим

$$\tau[n+1] - b_1 \tau[n] = b_2, \quad (3.5)$$

где $\tau[n]$ – решетчатая функция.

3.2.2 Решение уравнения нагрева в конечных разностях

Решение для выражения (3.5) получим с помощью дискретного преобразования Лапласа для уравнений с решетчатыми функциями [164, 165].

Изображение $\tau[n] \div \theta^*(q)$; изображение $\tau[n+1] \div e^q [\theta^*(q) - \tau[0]]$, где $\tau[0]$ – значение перегрева к началу процесса; изображение постоянной $b_2 \div \frac{b_2 e^q}{e^q - 1}$.

Изображение для выражения (3.5) примет вид

$$e^q [\theta^*(q) - \tau[0]] - b_1 \theta^*(q) = \frac{b_2 e^q}{e^q - 1},$$

откуда получим изображение для перегрева

$$\theta^*(q) = \frac{b_2 e^q + \tau[0] e^q (e^q - 1)}{(e^q - 1)(e^q - b_1)}. \quad (3.6)$$

Для упрощения записи (3.6) введем переменную $z = e^q$

$$\theta(z) = \frac{b_2 z + \tau[0] z(z-1)}{(z-1)(z-b_1)}. \quad (3.7)$$

Переход от изображения (3.7) к оригиналу выполним с помощью вычетов

$$\tau[n] = \sum_{k=1}^n \text{Res} [\theta(z) z^{n-1}].$$

Функция (3.7) имеет два полюса $z_1 = 1$ и $z_2 = b_1$.

Полагая, что в начале процесса $\tau[0] = 0$, получим

$$\begin{aligned} \tau[n] &= \sum_{k=1}^n \text{Res} \frac{b_2 z^n}{(z-1)(z-b_1)} = \lim_{z \rightarrow 1} \frac{b_2 z^n}{(z-b_1)} + \lim_{z \rightarrow b_1} \frac{b_2 z^n}{(z-1)} = \\ &= b_2 \left[\frac{1}{1-b_1} - \frac{b_1^n}{1-b_1} \right] = \frac{b_2 (1-b_1^n)}{1-b_1}. \end{aligned} \quad (3.8)$$

Подставляя в (3.8) значения b_1 и b_2 , находим

$$\tau[n]_{\min} = \frac{\tau_y \left(1 - e^{-\frac{t_p}{T_0}}\right) e^{-\frac{t_{II}}{T_0} n}}{1 - e^{-\frac{t_{II}}{T_0}}}. \quad (3.9)$$

Зависимость (3.9) отражает перегрев в конце n -го цикла, когда двигатель успевает охладиться за время бестоковой паузы. Так как значение этого перегрева определяет нагрев в начале $(n+1)$ -го цикла, то подставляя (3.3) в (3.9) получим выражение для максимального перегрева в цикле

$$\tau[n]_{\max} = \frac{\tau_y \left(1 - e^{-\frac{t_p}{T_0}}\right) \left(1 - e^{-\frac{t_{II}}{T_0} n}\right)}{1 - e^{-\frac{t_{II}}{T_0}}}. \quad (3.10)$$

Относительная от установившегося значения разница в превышении температуры элементов ЛЭМД между двумя равноотстоящими и следующими друг за другом произвольными циклами в переходном режиме, согласно (3.10), составит в процентах

$$\begin{aligned} \tau[n]_{\%} &= \frac{\tau_y[n+1]_{\max} - \tau_y[n]_{\max}}{\tau_y} \cdot 100\% = \\ &= \frac{1 - e^{-\frac{t_p}{T_0}}}{1 - e^{-\frac{t_{II}}{T_0}}} \left(e^{-\frac{t_{II}}{T_0} n} - e^{-\frac{t_{II}}{T_0} (n+1)} \right) \cdot 100\%. \end{aligned} \quad (3.11)$$

Для квазиустановившегося режима нагрева при $n \rightarrow \infty$ выражения для перегрева (3.9) и (3.10) преобразуются к виду:

$$\tau_{\min} = \frac{\tau_y \left(1 - e^{-\frac{t_p}{T_0}}\right) e^{-\frac{t_{II}}{T_0}}}{1 - e^{-\frac{t_{II}}{T_0}}}, \quad (3.12)$$

$$\tau_{\max} = \frac{\tau_y \left(1 - e^{-\frac{t_p}{T_0}}\right)}{1 - e^{-\frac{t_{II}}{T_0}}}. \quad (3.13)$$

С учетом выражений (3.12) и (3.13) относительная разница колебаний температуры элементов ЛЭМД в квазиустановившемся режиме будет определяться

$$\tau_{\infty} \% = \frac{\tau_{\max} - \tau_{\min}}{\tau_{\max}} \cdot 100\% = \left(1 - e^{-\frac{t_{\Pi}}{T_0}} \right) \cdot 100\% . \quad (3.14)$$

Для случая ненулевых начальных условий $\tau[0] \neq 0$, когда имеет место перегрев к началу процесса, при переходе от изображения (3.7) к оригиналу с помощью вычетов получим

$$\tau[n] = \sum_{k=1}^n \operatorname{Res} \left[\theta(z) z^{n-1} \right] = \tau[0] b_1^n + \frac{b_2 - b_1^n b_2}{1 - b_1},$$

откуда находим

$$\tau[n]_{\min} = \tau[0] e^{-\frac{t_{\Pi}}{T_0} n} + \frac{\tau_y \left(1 - e^{-\frac{t_p}{T_0}} \right) e^{-\frac{t_{\Pi}}{T_0} \left(1 - e^{-\frac{t_{\Pi}}{T_0} n} \right)}}{1 - e^{-\frac{t_{\Pi}}{T_0}}}, \quad (3.15)$$

$$\tau[n]_{\max} = \tau[0] e^{-\frac{t_{\Pi}}{T_0} n} + \frac{\tau_y \left(1 - e^{-\frac{t_p}{T_0}} \right) \left(1 - e^{-\frac{t_{\Pi}}{T_0} n} \right)}{1 - e^{-\frac{t_{\Pi}}{T_0}}}. \quad (3.16)$$

При $n \rightarrow \infty$ для квазиустановившегося режима нагрева выражения (3.15), (3.16) преобразуются к виду (3.9) и (3.10), полученные для нулевых начальных условий.

3.2.3 Расчет циклического процесса нагрева на дискретных равноотстоящих интервалах

В соответствии с возможными случаями, в качестве примера, иллюстрирующего влияние перегрева элементов СЭМУД в переходных режимах работы, на рисунках 3.11 – 3.14 в относительных единицах приведены зависимости $\tau^* = f[n, \varepsilon_{\tau}]$, полученные в результате расчетов по выражениям (3.10) и (3.16). В расчетах циклического процесса нагрева при изменении состояний дискретных равноотстоящих интервалов времени в качестве относительных величин перегрева и времени были приняты следующие значения величин: $\tau^* = \tau[n]_{\max} / \tau_y$, $T_0 / t_{\Pi} = 15$, $t_{\Pi} / t_p = 4$.

Зависимость процесса нагрева при нулевых начальных условиях согласно выражению (3.10) приведена на рисунке 3.11.

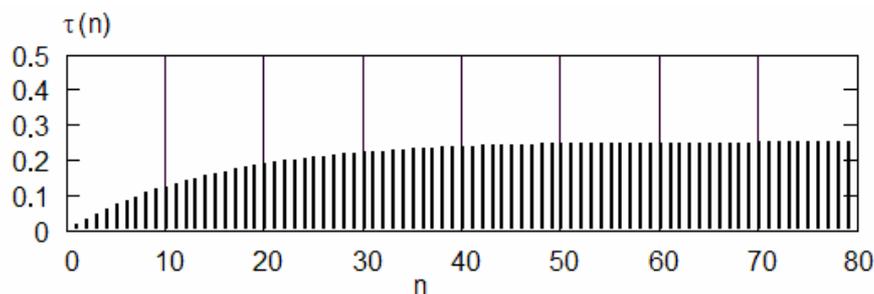


Рисунок 3.11 – Зависимость перегрева при изменении аргумента решетчатой функции в переходном процессе при $\tau[0] = 0$

Рассматривая влияние начальных условий, на рисунке 3.12 и рисунке 3.13 приведены зависимости перегрева, полученные согласно выражению (3.16) соответствующие условиям $\tau[0] = 0,1 \tau_y$ и $\tau[0] = 0,45 \tau_y$.

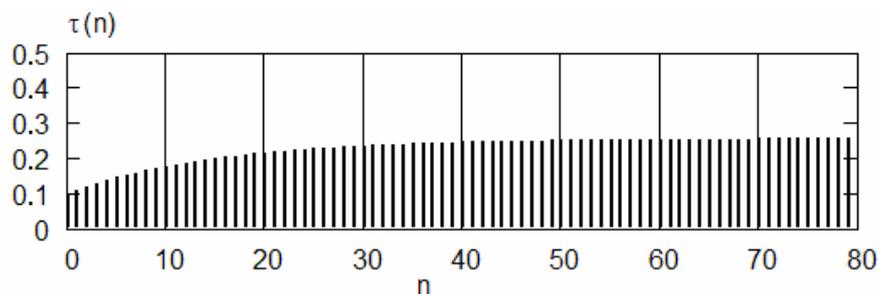


Рисунок 3.12 – Зависимость перегрева в переходном процессе при $\tau[0] = 0,1 \tau_y$

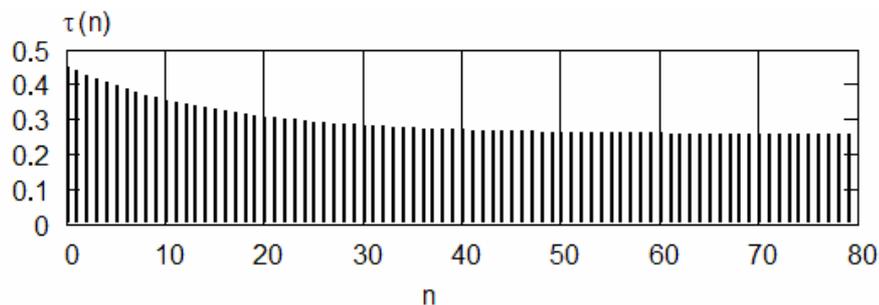


Рисунок 3.13 – Зависимость перегрева в переходном процессе при $\tau[0] = 0,45 \tau_y$

Относительная разница превышения температуры элементов электропривода между следующими друг за другом последовательными циклами в переходном процессе, полученная по выражению (3.11), приведена на рисунке 3.14.

Согласно принятым относительным значениям времени и постоянной нагрева, разница колебаний температуры элементов электропривода в квазиустановившемся режиме согласно (3.14) составляет $\tau_{\infty}\% = 4,9$.

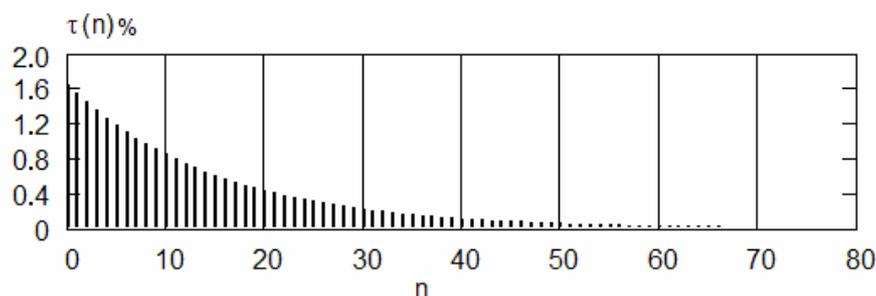


Рисунок 3.14 – Относительная разница температуры перегрева между циклами в переходном режиме

Полученные зависимости перегрева элементов ЛЭМД от параметров, характеризующих режимы его работы, могут быть использованы для приближенных расчетов. Особенно это важно при определении условия допустимого нагрева, энергии и частоты ударов, времени работы с заданной частотой для кратковременного и повторно-кратковременного режима работы СЭМУД.

3.3 Перегрузочная способность циклической электромагнитной машины в переходных тепловых процессах

В проводимых исследованиях рассматривается режим работы, при котором в момент включения СЭМУД имеет начальное превышение температуры над температурой окружающей среды, а при достижении температуры ее элементов предельно допустимого значения она отключается и охлаждается до некоторой температуры, которая отличается от температуры окружающей среды.

По характеру нагрузки, определяемой областью применения ЛЭМД, в качестве выходных показателей, характеризующих их работу, рассматривается частота ударов и максимальное количество произведенных рабочих циклов (ударов), а в качестве входных – энергия удара, геометрические и теплофизические параметры машин.

Формулируется задача – установить связь между входными и выходными показателями СЭМУД и ее перегрузочной способностью в зависимости от начального

превышения температуры элементов электромагнитной машины и ее колебаний в рабочем цикле, а также получить расчетные соотношения, пригодные для инженерной практики.

3.3.1 Влияния перегрузочной способности СЭМУД на продолжительность работы при ненулевых начальных условиях

Наиболее просто решение поставленной задачи можно получить при установлении характеристики, определяющей значения колебаний температуры в переходном процессе нагрева для любого n -го рабочего цикла, т.е. после каждого удара. Как это уже было отмечено выше, имеющиеся в учебной и научной литературе методики расчета не дают однозначного ответа по данному вопросу.

Если рабочий процесс СЭМУД представить, как последовательность равных по длительности рабочих циклов, определяемых временем рабочего хода бойка и его возвратом в начальное состояние, то колебания температуры в переходном процессе нагрева и охлаждения на равноотстоящих интервалах времени могут быть определены на основании полученного в параграфе 3.2 решения для циклического нагрева, учитывающего начальное превышение температуры, в виде [165]

$$\tau(n)_{\min} = \tau(0)\gamma^n + \frac{\tau_y(1-a)(1-\gamma^n)\frac{\gamma}{a}}{1-\gamma}, \quad (3.17)$$

$$\tau(n)_{\max} = \tau(0)\gamma^n + \frac{\tau_y(1-a)(1-\gamma^n)}{1-\gamma}, \quad (3.18)$$

где $\gamma = e^{-\frac{t_{\text{п}}}{T_0}}$, $a = e^{-\frac{t_{\text{р}}}{T_0}}$, $\frac{\gamma}{a} = e^{-\frac{t_{\text{п}}}{T_0}}$, n – количество рабочих циклов на равноотстоящих интервалах времени; $\tau(n)_{\min}$, $\tau(n)_{\max}$ – соответственно минимальное и максимальное значение перегрева в n -ом рабочем цикле; $\tau(0)$ – начальное превышение температуры по отношению к температуре окружающей среды.

Уравнения (3.17) и (3.18) устанавливают характеристики, определяющие максимальные и минимальные значения колебаний температуры в переходном процессе на равноотстоящих интервалах времени для любого n -го рабочего цикла.

Одним из главных вопросов в проводимых исследованиях ставится задача определения максимального количества последовательных рабочих циклов (ударов) в зависимости от начального превышения температуры элементов ЛЭМД из условия допустимого нагрева.

Рассматривая циклический процесс нагрева, когда работа электромагнитной машины осуществляется при ненулевых начальных условиях, т.е. $\tau(0) \neq 0$ и, ограничиваясь при решении только значениями максимального перегрева в рабочем цикле, максимальное количество последовательных рабочих циклов из условия допустимого нагрева согласно с (3.18), при замене $n = n_{\max}$, будет определяться соотношением

$$n_{\max} = \frac{T_0}{t_{\text{ц}}} \ln \left\{ \left[1 - \frac{\tau_y}{\tau(n)_{\max}} \cdot \beta \right]^{-1} \left[\varepsilon_{\tau} - \frac{\tau_y}{\tau(n)_{\max}} \cdot \beta \right] \right\}, \quad (3.19)$$

где $\beta = \frac{1-a}{1-\gamma}$, $\varepsilon_{\tau} = \frac{\tau(0)}{\tau(n)_{\max}}$, $t_{\text{ц}} = \frac{60}{n_{\text{уд}}}$, $n_{\text{уд}}$ – частота ударов бойка в минуту.

С учетом того, что максимальное значение перегрева в рабочем цикле определяется допустимым из условия нагрева превышением температуры, т.е. $\tau(n)_{\max} = \tau_{\text{доп}}$, величина ε_{τ} в (3.19) характеризует относительное превышение температуры перегрева над температурой окружающей среды.

Пределы изменений установленного коэффициента $\varepsilon_{\tau} = 0 \dots 1,0$. При $\varepsilon_{\tau} = 0$ считается, что в момент включения СЭМУД начальная температура ее элементов не превышает температуры окружающей среды. При $\varepsilon_{\tau} = 1$ считается, что $\tau(0) = \tau_{\text{доп}}$.

Величина $\tau_y / \tau(n)_{\max}$ в выражении (3.19) характеризует перегрузочную способность электромагнитной машины, которая пропорциональна мощности потерь и, согласно [114], при замене $\tau(n)_{\max} = \tau_{\text{доп}}$ может быть определена, как коэффициент перегрузки по мощности в виде

$$k_p = \frac{\tau_y}{\tau_{\text{доп}}}. \quad (3.20)$$

Подставляя (3.20) в выражение (3.19) можно установить связь между максимальным количеством произведенных СЭМУД рабочих циклов в зависимости от ее перегрузочной способности и значения начального превышения температуры в виде

$$n_{\max} = \frac{T_0 n_{\text{уд}}}{60} \ln \left[(1 - k_P \beta)^{-1} (\varepsilon_\tau - k_P \beta) \right]. \quad (3.21)$$

С учетом цикличности работы максимальная продолжительность времени работы СЭМУД может быть определена как $t_{\max} = \frac{60}{n_{\text{уд}}} \cdot n_{\max}$, откуда после подстановки в него (3.21) получим

$$t_{\max} = T_0 \ln \left[(1 - k_P \beta)^{-1} (\varepsilon_\tau - k_P \beta) \right].$$

На рисунке 3.15 в качестве примера приведены зависимости $n_{\max} = f(k_P)$, полученные в результате расчета по выражению (3.21), устанавливающие связь между максимальным количеством произведенных СЭМУД рабочих циклов и ее перегрузочной способностью, учитывающие начальное превышение температуры на момент включения ЛЭМД.

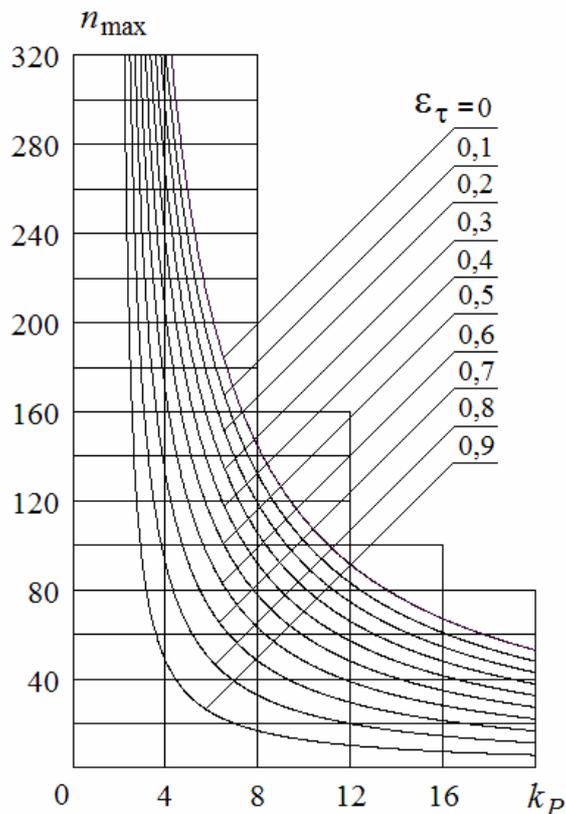


Рисунок 3.15 – Зависимости $n_{\max} = f(k_P)$ при $\frac{T_0}{t_{\text{ц}}} = 500$, $\frac{t_{\text{п}}}{t_{\text{ц}}} = 0,5$

Анализ полученных зависимостей на рисунке 3.15 показывает, что максимальное количество рабочих циклов из условия допустимого нагрева в существенной сте-

пени зависит как от значений коэффициента перегрузки по мощности, так и от начального превышения температуры на момент включения по отношению к температуре окружающей среды.

Здесь следует отметить, что в отличие от электромагнитных приводов электрических аппаратов циклические электромагнитные машины ударного действия характеризуются относительно высокими значениями коэффициента k_p .

На рисунке 3.16 также приведены зависимости $n_{\max} = f(\varepsilon_\tau)$, полученные по выражению (3.21) для ряда фиксированных значений коэффициента k_p , которые, как установлено, связаны между собой линейно.

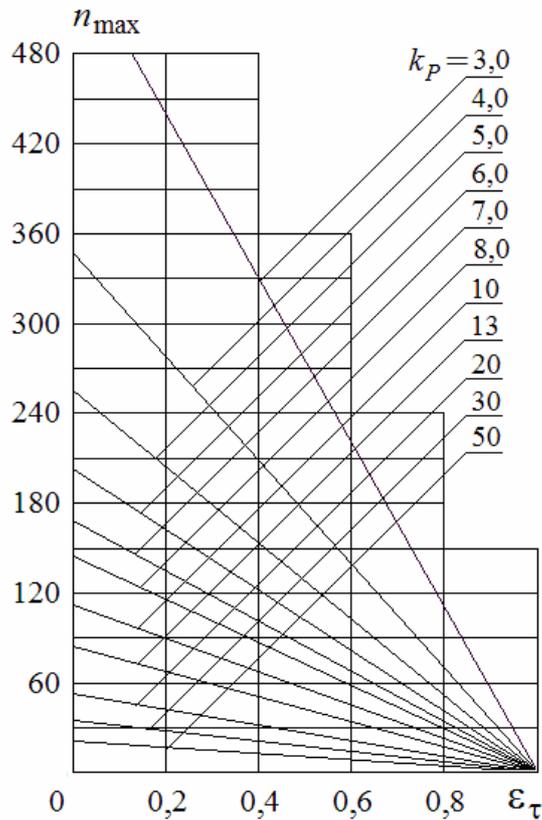


Рисунок. 3.16 – Зависимости $n_{\max} = f(\varepsilon_\tau)$ для фиксированных

значений k_p при $\frac{T_0}{t_{\text{ц}}} = 500$, $\frac{t_p}{t_{\text{ц}}} = 0,5$

При $T_0 \gg t_{\text{ц}}$ для расчетов можно принять $1 - e^{-\frac{t}{T_0}} \approx \frac{t}{T_0}$, что приводит к упрощению решения по определению n_{\max} согласно выражению (3.21)

$$n_{\max} = \frac{T_0 n_{\text{уд}}}{60} \ln \left\{ \left[1 - k_P \frac{t_p}{t_{\text{ц}}} \right]^{-1} \left[\varepsilon_{\tau} - k_P \frac{t_p}{t_{\text{ц}}} \right] \right\}. \quad (3.22)$$

Для практических расчетов ударных устройств в большей степени интересует связь между максимальным количеством произведенных рабочих циклов или максимальной продолжительности времени работы при заданной энергии удара.

Для случая циклического нагрева ЛЭМД коэффициент перегрузки по мощности может быть определен в известном виде [167]

$$k_P = \frac{P_p}{P_{\text{дл}}},$$

где $P_{\text{дл}}$ – мощность потерь в длительном режиме работы из условия допустимого нагрева; P_p – мощность потерь за время протекания тока в обмотке катушки в период рабочего хода бойка.

Потери мощности P_p обусловлены электрическим сопротивлением обмотки и определяются по среднему значению эквивалентной мощности в промежутке времени t_p

$$P_p = \frac{1}{t_p} \int_0^{t_p} i_p^2 r dt,$$

где i_p – ток катушки, r – активное сопротивление обмотки катушки.

Связывая длительно–допустимую мощность потерь и мощность потерь за время t_p протекания тока в катушке, как если бы она выделялась бесконечно долго, в [118] получено решение для коэффициента перегрузки по мощности, выраженного через теплофизические, геометрические и рабочие параметры ударного узла, в виде

$$k_P = \frac{A_{\text{уд}} (1 - \eta)}{t_p \eta k_T (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\text{п}}}, \quad (3.23)$$

где $A_{\text{уд}}$ – энергия удара; η – КПД электромагнитной машины; k_T – коэффициент теплоотдачи с поверхности.

Подстановка (3.23) в (3.21) и (3.22) позволяет из условия допустимого нагрева выразить зависимость максимального количества рабочих циклов от энергии единичного удара, а также геометрических и теплофизических параметров ЛЭМД с учетом начального превышения его температуры над температурой окружающей среды.

Очевидно, что величина энергии удара непосредственно связана с объемом электромагнитной машины, определяющим ее габаритные размеры. Это в свою очередь будет сказываться на неравнозначном в отношении объема изменении поверхности охлаждения, участвующей в отдаче тепла, что при сохранении геометрического подобия, как это следует из соотношения (3.23), может по-разному влиять на тепловой режим работы электромагнитной машины.

Полагая в (3.21) $\varepsilon_\tau = 0$ получим выражение

$$n_{\max} = \frac{T_0 n_{\text{уд}}}{60} \ln \left[\left(1 - \frac{1}{k_P \beta} \right)^{-1} \right],$$

которое определяет работу электромагнитной ударной машины при нулевых начальных условиях, что полностью согласуется с полученным ранее в [165] решением.

Установленные в исследованиях расчетные соотношения могут быть использованы в инженерной практике для приближенной оценки технологических возможностей проектируемых СЭМУД.

3.3.2 Методика расчета времени работы СЭМУД

при ненулевых начальных условиях нагрева

Методика проектирования СЭМУД при допущении, что обмотка катушки является однородным телом с равномерно распределенным источником теплоты и с идеальной теплопроводностью, т.е. принимая, что перепад температуры по сечению катушки равен нулю, не позволяет обеспечить точного расчета.

Допускаемое из условия нагрева катушки максимальное количество ударов и продолжительность времени работы электромагнитной машины в зависимости от начального превышения температуры над температурой окружающей среды следует рассматривать лишь как расчет варианта первого приближения.

Одним из требований точного расчета следует считать учет распределения тепла по сечению СЭМУД [160, 161]. Основной задачей этого расчета является определение значений средней температуры наиболее подверженных нагреву внутренних слоев катушки.

Исходными данными для расчета являются: энергия удара – $A_{\text{уд}}$, КПД – η ,

частота удара – $n_{уд}$, длительность импульсов тока – t_p , температура окружающей среды – ϑ_0 , допустимая температура нагрева – $\vartheta_{доп}$, начальная температура ЛЭМД – $\vartheta_{нач}$ ($\vartheta_{нач} > \vartheta_0$), коэффициент теплоотдачи с поверхности охлаждения – k_T , масса частей СЭМУД, наиболее подверженных нагреву, – $m_{ЭМ}$ или ее геометрические размеры.

Расчет производим в следующей последовательности:

1. Рассчитываем превышение температуры по отношению к температуре окружающей среды

$$\tau_0 = \vartheta_{нач} - \vartheta_0.$$

2. Определяем допустимое значение перегрева в рабочем цикле

$$\tau_{доп} = \vartheta_{доп} - \vartheta_0.$$

3. В соответствие с геометрическими размерами СЭМУД рассчитываем:

– площадь охлаждения поверхности для случая, передачи теплоты только с внешней цилиндрической поверхности

$$S_{\Pi} = \pi D L,$$

где D , L – внешний диаметр и длина цилиндрической поверхности;

– объем и массу меди катушки

$$V_M = \frac{\pi}{4} (d_2^2 - d_1^2) L_K; \quad m_M = \gamma_M V_K k_3,$$

где d_1 , d_2 – внутренний и внешний диаметры катушки; L_K – длина катушки; γ_M – удельный вес меди; k_3 – коэффициент заполнения катушки;

– объем и массу стальных элементов, участвующих в теплообмене – $V_{ст}$, $m_{ст}$.

4. Определяем постоянную времени нагрева электромагнитной машины

$$T_0 = \frac{c_M m_M + \beta_T c_{ст} m_{ст}}{k_T S_{\Pi}},$$

где β_T – коэффициент, учитывающий степень передачи тепла от катушки к стали; c_M , $c_{ст}$ – теплоемкость меди и стали.

5. Рассчитываем относительное превышение температуры перегрева

$$\varepsilon_{\tau} = \frac{\tau_0}{\tau_{доп}}.$$

6. По выражению (3.23) определяем значение коэффициента перегрузки по мощности СЭМУД

$$k_P = \frac{A_{уд}(1-\eta)}{t_p \eta k_T (\vartheta_{доп} - \vartheta_0) S_{II}}.$$

7. Рассчитываем длительность времени цикла

$$t_{ц} = \frac{60}{n_{уд}}.$$

8. Из условия допустимого нагрева по выражению (3.21) рассчитываем максимальное количество рабочих циклов (ударов)

$$n_{max} = \frac{T_0 n_{уд}}{60} \ln \left[(1 - k_P \beta)^{-1} (\varepsilon_\tau - k_P \beta) \right].$$

При условии $T_0 \gg t_{ц}$ для расчетов целесообразно воспользоваться (3.22)

$$n_{max} = \frac{T_0 n_{уд}}{60} \ln \left\{ \left[1 - k_P \frac{t_p}{t_{ц}} \right]^{-1} \left[\varepsilon_\tau - k_P \frac{t_p}{t_{ц}} \right] \right\}.$$

9. Из условия нагрева продолжительность времени работы СЭМУД

$$t_{max} = t_{ц} n_{max}.$$

Результаты расчетов, выполненные по данной методике, несмотря на приближенный характер, хорошо согласуются с экспериментальными данными. Расхождение экспериментальных результатов, полученных на физических моделях, с расчетными значениями не превышает 20%. Повышение точности теплового расчета в большей степени связано с точностью определения постоянной времени нагрева T_0 электромагнитной машины, которая определялась по упрощенной формуле [114].

Для иллюстрации возможности методики в приложении рассмотрен пример расчета низкочастотной однокатушечной СЭМУД с частотой удара бойка $n_{уд} = 1000$ уд/мин (см. Приложение А).

3.4 Расчет циклической электромагнитной машины с учтенным начальным превышением температуры в переходных режимах

Рассматривается кратковременный режим работы, при котором в момент включения СЭМУД имеет начальное превышение температуры над температурой окру-

жающей среды, а при достижении температуры ее элементов предельно допустимого значения она отключается и охлаждается до некоторой температуры, которая превышает температуру окружающей среды. При этом подводимая мощность превышает значение этой мощности в продолжительном режиме работы.

Данный способ управления тепловой нагрузкой ЛЭМД с прерыванием технологического процесса позволяет увеличить энергию удара и мощность ударного узла и для ряда технологических устройств такой режим работы является основным.

По характеру нагрузки, определяемой областью применения электромагнитных машин, в качестве выходного показателя, характеризующего их работу, рассматривается энергия удара, а в качестве входных – частота ударов и максимальное количество произведенных рабочих циклов, а также геометрические и теплофизические параметры машин.

Формулируется задача – установить связь между входными и выходными показателями СЭМУД и ее перегрузочной способностью в зависимости от начального превышения температуры и колебаний температуры в рабочем цикле, также получить расчетные соотношения, пригодные для инженерной практики.

3.4.1 Взаимосвязь рабочих процессов СЭМУД в переходных тепловых режимах при ненулевых начальных условиях

При циклической работе СЭМУД процесс нагрева и охлаждения для любого n -го цикла ($n = 0, 1, 2 \dots$) определяется с помощью уравнения Ньютона (3.1), решение для которого на дискретных равноотстоящих интервалах получено в конечных разностях с помощью дискретного преобразования Лапласа [165].

При ненулевых начальных условиях решение для минимального $\tau(n)_{\min}$ и максимального $\tau(n)_{\max}$ перегрева n -го цикла можно представить в виде (3.17) и (3.18):

$$\tau(n)_{\min} = \tau(0)\gamma^n + \frac{\tau_y(1-a)(1-\gamma^n)\frac{\gamma}{a}}{1-\gamma},$$

$$\tau(n)_{\max} = \tau(0)\gamma^n + \frac{\tau_y(1-a)(1-\gamma^n)}{1-\gamma},$$

График нагрузки кратковременного режима циклической электромагнитной машины приведен на рисунке 3.17.

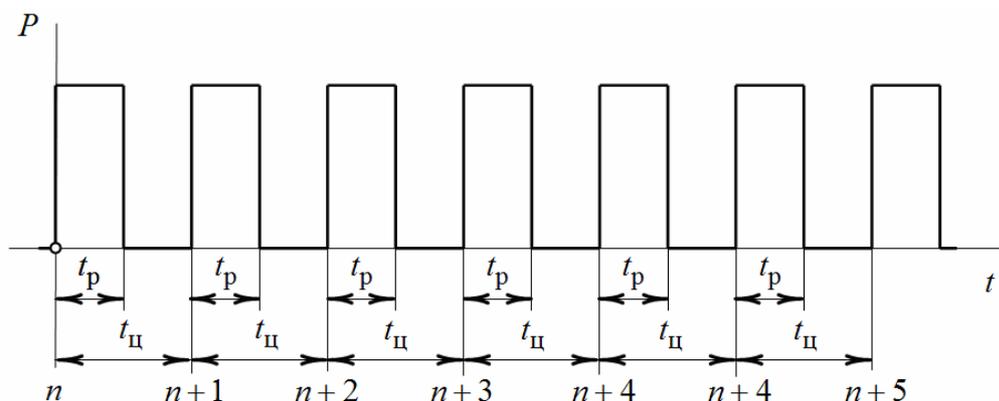


Рисунок. 3.17 – График нагрузки СЭМУД

Если исходить из того, что значение максимального $\tau(n)_{\max}$ и минимального $\tau(n)_{\min}$ превышения температуры СЭМУД относительно температуры окружающей среды при циклическом режиме работы не должно превышать заданного по условиям нагрева допустимого значения $\tau(n)_{\max} \leq \tau_{\text{доп}}$ и $\tau(n)_{\min} \leq \tau_{\text{доп}}$, то для ненулевых начальных условий, когда $\tau(0) \neq 0$, после несложных преобразований выражений для нагрева (3.17) и (3.18) приводятся

$$\frac{\tau_y}{\tau_{\text{доп}}} = \left[1 - \frac{\tau(0)}{\tau_{\text{доп}}} \gamma^n \right] \frac{1 - \gamma}{(1 - a)(1 - \gamma^n)} \cdot \frac{a}{\gamma}, \quad (3.24)$$

$$\frac{\tau_y}{\tau_{\text{доп}}} = \left[1 - \frac{\tau(0)}{\tau_{\text{доп}}} \gamma^n \right] \frac{1 - \gamma}{(1 - a)(1 - \gamma^n)}. \quad (3.25)$$

В выражения (3.24) и (3.25) величина $\frac{\tau_y}{\tau_{\text{доп}}} = k_p$ определяет тепловой коэффициент перегрузки по мощности [114], а величина $\frac{\tau(0)}{\tau_{\text{доп}}} = \varepsilon_\tau$ — относительное

начальное превышение температуры над температурой окружающей среды. Величина теплового коэффициента может характеризоваться относительно высокими значениями $k_p > 1$, пределы изменений относительного превышения температуры $\varepsilon_\tau = 0 \dots 1,0$. При $\varepsilon_\tau = 0$ следует считать, что начальная температура элементов ЛЭМД

в момент включения определяется температурой окружающей среды. При $\varepsilon_\tau = 1,0$ принимается, что $\tau(0) = \tau_{\text{доп}}$, т.е. равна предельно-допустимой температуре по условию нагрева.

После подстановки установленных коэффициентов в выражения (3.24) и (3.25) получим:

$$k_p = \frac{(1 - \varepsilon_\tau \gamma^n)(1 - \gamma)}{(1 - a)(1 - \gamma^n)} \cdot \frac{a}{\gamma}; \quad (3.26)$$

$$k_p = \frac{(1 - \varepsilon_\tau \gamma^n)(1 - \gamma)}{(1 - a)(1 - \gamma^n)}. \quad (3.27)$$

Выражение (3.26) справедливо для решений относительно значений минимального перегрева, а (3.27) – для значений максимального перегрева в рабочем цикле.

При этом относительная разница колебаний температуры между максимальным и минимальным значением перегрева в рабочем цикле составляет

$$\Delta \% = \frac{\tau_{\text{max}} - \tau_{\text{min}}}{\tau_{\text{max}}} \cdot 100\% = \left(1 - \frac{\gamma}{a}\right) \cdot 100\% = \left[1 - \exp\left(-\frac{t_{\text{п}}}{T_0}\right)\right] \cdot 100\%.$$

При $\frac{t_{\text{п}}}{T_0} \leq 0,05$ относительная разница колебаний температуры составляет менее 5 %, при $\frac{t_{\text{п}}}{T_0} \leq 0,01$ разница колебаний уменьшается до 1 %.

Таким образом, для всех значений $\frac{t_{\text{п}}}{T_0} \leq 0,01$ выражения (3.26) и (3.27) следует считать идентичными, так как разница в расчетах будет составлять не более 1%. Такая точность вполне удовлетворяет требованиям приближенного расчета.

Из уравнения (3.23) значение энергии удара может быть выражено в виде

$$A_{\text{уд}} = \frac{t_p \eta k_T (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\text{п}}}{(1 - \eta)} \cdot k_p \quad (3.28)$$

После подстановки в (3.28) выражений (3.26) и (3.27) окончательно определяем [169]:

$$A_{\text{уд}}|_{\min} = \frac{t_p \eta k_T (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\Pi}}{(1-\eta)} \cdot \frac{(1-\varepsilon_{\tau} \gamma^n)(1-\gamma)}{(1-a)(1-\gamma^n)} \cdot \frac{a}{\gamma}, \quad (3.29)$$

$$A_{\text{уд}}|_{\max} = \frac{t_p \eta k_T (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\Pi}}{(1-\eta)} \cdot \frac{(1-\varepsilon_{\tau} \gamma^n)(1-\gamma)}{(1-a)(1-\gamma^n)}, \quad (3.30)$$

Полученные выражения относительно значений минимального и максимального перегрева в цикле (3.29) и (3.30) носят универсальный характер и устанавливают предельно-допустимые значения энергии удара в зависимости от количества произведенных рабочих циклов (ударов) СЭМУД.

Необходимо отметить, что количество произведенных рабочих циклов является заданной величиной $n = n_{\max}$ ($n \neq \infty$).

В выражениях (3.29) и (3.30) энергия удара непосредственно зависит от объёма электромагнитной машины, что будет сказываться на неравнозначном, по отношению к объёму, изменении поверхности охлаждения, участвующей в отдаче теплоты.

Устраняя факт влияния объёма, и переходя к безразмерным параметрам, получим

$$A_{\text{уд}}^*|_{\min} = \frac{(1-\varepsilon_{\tau} \gamma^{n_{\max}})(1-\gamma)}{(1-a)(1-\gamma^{n_{\max}})} \cdot \frac{a}{\gamma}, \quad (3.31)$$

$$A_{\text{уд}}^*|_{\max} = \frac{(1-\varepsilon_{\tau} \gamma^{n_{\max}})(1-\gamma)}{(1-a)(1-\gamma^{n_{\max}})}, \quad (3.32)$$

где энергия удара является только функцией максимального количества произведенных циклов на равноотстоящих интервалах времени.

Ограничиваясь при рассмотрении только значениями максимального перегрева в рабочем цикле, на рисунке 3.18 приведены зависимости $A_{\text{уд}}^*|_{\max} = f(n_{\max})$, полученные в результате расчета по выражению (3.32), учитывающие начальное превышение температуры над температурой окружающей среды.

Зависимости (рисунок 3.18) воспроизводят регулировочные характеристики, обеспечивающие оптимальное управление тепловой нагрузкой циклической СЭМУД с учетом начального превышения температуры на момент включения.

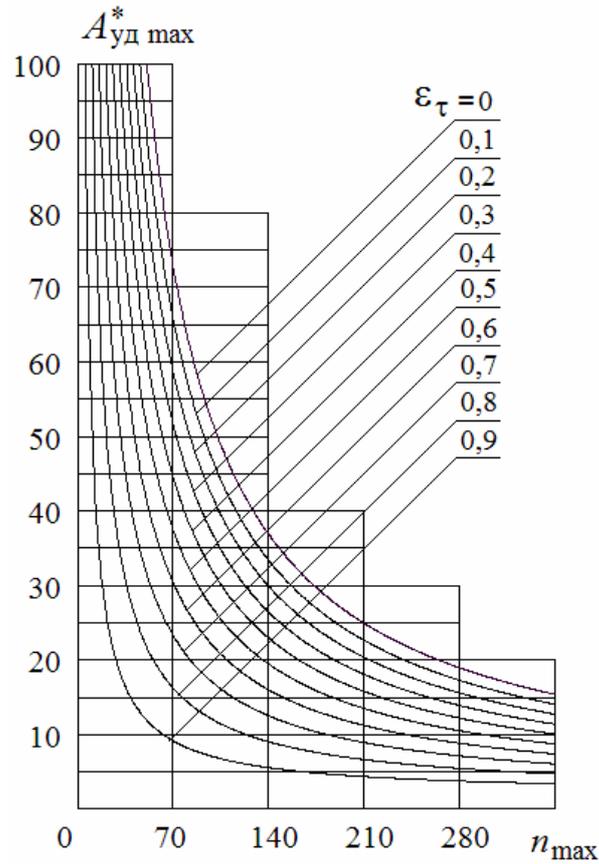


Рисунок. 3.18 – Зависимости $A_{уд \max}^* = f(n_{\max})$ при $\frac{T_0}{t_{ц}} = 2500$ и $\frac{t_p}{t_{ц}} = 0,5$

Для квазиустановившегося режима нагрева при $n_{\max} \rightarrow \infty$ выражения для допустимой энергии удара приводятся к виду

$$A_{уд \max} = \frac{t_p \eta k_T (\vartheta_{доп} - \vartheta_0) S_{\Pi} (1 - \gamma) a}{(1 - \eta) (1 - a) \gamma};$$

$$A_{уд \min} = \frac{t_p \eta k_T (\vartheta_{доп} - \vartheta_0) S_{\Pi} (1 - \gamma)}{(1 - \eta) (1 - a)}.$$

При $T_0 \gg t$ для расчетов можно принять $1 - e^{-\frac{t}{T_0}} \approx \frac{t}{T_0}$ и запись выражений

(3.29) и (3.30) для энергии удара упрощается

$$A_{уд \min}(n_{\max}) = \frac{\eta k_T (\vartheta_{доп} - \vartheta_0) S_{\Pi}}{(1 - \eta)} \cdot \frac{\left[1 - \epsilon_{\tau} \left(1 - \frac{t_{ц}}{T_0} n_{\max} \right) \right] (T_0 - t_{п})}{n_{\max}}; \quad (3.33)$$

$$A_{\text{уд max}}(n_{\text{max}}) = \frac{\eta k_T (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\text{п}}}{(1 - \eta)} \cdot \frac{\left[1 - \varepsilon_{\tau} \left(1 - \frac{t_{\text{ц}}}{T_0} n_{\text{max}} \right) \right] T_0}{n_{\text{max}}}. \quad (3.34)$$

При $\frac{t_{\text{ц}}}{T_0} n_{\text{max}} \leq 0,1$ ошибка в расчетах по выражениям (3.33) и (3.34) составляет не более 5%, при $\frac{t_{\text{ц}}}{T_0} n_{\text{max}} \leq 0,01$ ошибка менее 1%.

3.4.2 Методика приближенного выбора допустимой энергии удара СЭМУД при ненулевых начальных условиях

В качестве одного из основных допущений принимаем, что занимаемый СЭМУД объем является однородным телом с равномерно распределенным источником теплоты и с идеальной теплопроводностью, т.е. перепад температуры по сечению равен нулю.

Допускаемую из условия нагрева энергию удара циклической электромагнитной машины в зависимости от начального превышения температуры над температурой окружающей среды следует рассматривать, как расчет варианта первого приближения.

Исходными данными для расчета являются: количество произведенных рабочих циклов (ударов) – n_{max} , частота удара – $n_{\text{уд}}$, длительность импульсов тока – t_p , КПД – η , температура окружающей среды – ϑ_0 , допустимая температура нагрев – $\vartheta_{\text{доп}}$, начальная температура – $\vartheta_{\text{нач}}$ ($\vartheta_{\text{нач}} > \vartheta_0$), коэффициент теплоотдачи с поверхности – k_T , масса частей СЭМУД, наиболее подверженных нагреву – $m_{\text{ЭМ}}$, или геометрические размеры электромагнитной машины.

Расчет производим в следующей последовательности [170]:

1. Рассчитываем превышение температуры по отношению к температуре окружающей среды

$$\tau_0 = \vartheta_{\text{нач}} - \vartheta_0.$$

2. Определяем допустимое значение перегрева в рабочем цикле

$$\tau_{\text{доп}} = \vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0.$$

3. В соответствие с геометрическими размерами СЭМУД рассчитываем:

– площадь охлаждения поверхности в случае, если охлаждение осуществляется только с внешней цилиндрической поверхности

$$S_{\Pi} = \pi D L,$$

где D , L – внешний диаметр и длина цилиндрической поверхности;

– объем и массу меди катушки

$$V_{\text{М}} = \frac{\pi}{4} (d_2^2 - d_1^2) L_{\text{К}}; \quad m_{\text{М}} = \gamma_{\text{М}} V_{\text{М}} k_3,$$

где d_1 , d_2 – внутренний и внешний диаметры катушки; $L_{\text{К}}$ – длина катушки; $\gamma_{\text{М}}$ – удельный вес меди; k_3 – коэффициент заполнения катушки;

– объем и массу стальных элементов, участвующих в теплообмене – $V_{\text{СТ}}$, $m_{\text{СТ}}$, $m_{\text{ЭМ}}$.

4. Определяем постоянную времени нагрева электромагнитной машины

$$T_0 = \frac{c_{\text{М}} m_{\text{М}} + \beta_{\text{T}} c_{\text{СТ}} m_{\text{СТ}}}{k_{\text{T}} S_{\Pi}},$$

где β_{T} – коэффициент, учитывающий степень передачи тепла от катушки к стали; $c_{\text{М}}$, $c_{\text{СТ}}$ – теплоемкость меди и стали.

5. Рассчитываем относительное превышение температуры перегрева относительно температуры окружающей среды

$$\varepsilon_{\tau} = \frac{\tau_0}{\tau_{\text{доп}}}.$$

6. Рассчитываем длительность времени цикла

$$t_{\text{Ц}} = 60/n_{\text{уд}}.$$

8. Из условия допустимого нагрева по выражению (3.30) рассчитываем энергию удара

$$A_{\text{уд}} \Big|_{\text{max}} = \frac{t_{\text{р}} \eta k_{\text{T}} (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\Pi}}{(1 - \eta)} \cdot \frac{(1 - \varepsilon_{\tau} \gamma^n)(1 - \gamma)}{(1 - a)(1 - \gamma^n)}.$$

В случае $T_0 \gg t_{\text{Ц}}$ для расчета энергии целесообразно воспользоваться выражением (3.34)

$$A_{\text{уд max}}(n_{\text{max}}) = \frac{\eta k_T (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\text{п}}}{(1 - \eta)} \cdot \frac{\left[1 - \varepsilon_{\tau} \left(1 - \frac{t_{\text{ц}}}{T_0} n_{\text{max}} \right) \right] T_0}{n_{\text{max}}}.$$

Точность в определении энергии удара в большей степени связана с точностью расчета постоянной времени нагрева T_0 электромагнитной машины, которая определяется по упрощенной формуле [114].

Для иллюстрации возможности методики в приложении рассмотрен пример численного расчета регулировочной характеристики двухкатушечной СЭМУД с синхронной частотой ударов бойка $n_{\text{уд}} = 3000$ уд/мин (см. Приложение Б).

3.5 Перегрузочная способность циклической электромагнитной машины по средней температуре перегрева в переходных тепловых режимах

В проводимых исследованиях рассматривается кратковременный режим работы, при котором подводимая мощность СЭМУД за время работы не меняется, а при достижении нагрева ее элементов некоторого среднего значения, относительно колебаний температуры, машина отключается и охлаждается до температуры окружающей среды [171, 172].

Для заданного режима подводимая мощность превышает допустимую по нагреву в продолжительном режиме и состоит из интервалов времени «работа - пауза».

По характеру нагрузки, определяемой областью применения электромагнитных машин, в качестве выходного показателя, характеризующего их работу, рассматривается энергия удара, а в качестве входных – частота ударов и максимальное количество произведенных рабочих циклов (ударов), а также геометрические и теплофизические параметры машин.

Формулируется задача – установить связь между входными и выходными показателями СЭМУД и ее перегрузочной способностью в зависимости от колебаний температуры в рабочем цикле, а именно относительно их среднего значения и получить расчетные соотношения, пригодные для инженерной практики.

3.5.1 Взаимосвязь параметров рабочих процессов СЭМУД по средней температуре перегрева в переходных тепловых режимах

Рассмотрим циклический процесс нагрева, когда работа осуществляется при нулевых начальных условиях $\tau(0) = 0$. Требуется установить количество последовательных рабочих циклов, совершаемых циклической электромагнитной машиной до выхода на предельно-допустимую по условиям нагрева температуру. В данном случае условием, ограничивающим продолжительную работу, является допустимый перегрев, при достижении которого СЭМУД необходимо отключить и охладить до температуры окружающей среды.

Зависимости превышения температуры СЭМУД в процессе нагрева и охлаждения над температурой окружающей среды от параметров, характеризующих режим работы, при начальном условии $\tau(0) = 0$ получим из выражений (3.17) и (3.18).

Рассматривая перегрев относительно некоторого среднего значения огибающей превышения температуры в переходном циклическом процессе, можно записать

$$\tau(n)_{\text{ср}} = \frac{\tau(n)_{\text{max}} + \tau(n)_{\text{min}}}{2}. \quad (3.35)$$

Подставив (3.17) и (3.18) в (3.35), получим зависимость максимального допустимого количества рабочих циклов относительно среднего значения колебаний температуры в переходном процессе

$$\bar{n}_{\text{max}} = \frac{T_0}{t_{\text{ц}}} \ln \left(1 - \frac{\tau(n)_{\text{ср}}}{\tau_{\text{у}}} \cdot \frac{2(1-\gamma)}{(1-a)\left(1+\frac{\gamma}{a}\right)} \right)^{-1}. \quad (3.36)$$

Для перегрева относительно некоторого среднего значения следует принять, что $\tau(n)_{\text{ср}} = \tau_{\text{доп}}$.

Обратная $\tau(n)_{\text{ср}}/\tau_{\text{у}}$ величина определяет перегрузочную способность электромагнитной машины по мощности, которая с учетом установленного соотношения (3.20) и некоторого среднего значения допустимого перегрева $\tau(n)_{\text{ср}} = \tau_{\text{доп}}$ может быть представлена в виде

$$k_P = \frac{\tau_y}{\tau(n)_{\text{cp}}} \quad (3.37)$$

После подстановки выражения (3.37) в (3.36) получим

$$\bar{n}_{\text{max}} = \frac{T_0}{t_{\text{ц}}} \ln \left(1 - \frac{1}{k_P} \cdot \frac{2(1-\gamma)}{(1-a) \left(1 + \frac{\gamma}{a} \right)} \right)^{-1} \quad (3.38)$$

Для случая $T_0 \gg t_{\text{ц}}$ можно принять $1 - e^{-\frac{t_{\text{ц}}}{T_0}} \approx \frac{t_{\text{ц}}}{T_0}$. При $0,01 T_0 \leq t_{\text{ц}} \leq 0,05 T_0$

погрешность в расчетах не превышает 0,5...2,5%.

В случае $T_0 \gg t_{\text{ц}}$ (3.38) может быть приведено к более простому виду

$$\bar{n}_{\text{max}} = \frac{T_0}{t_{\text{ц}}} \ln \left(1 - \frac{1}{k_P} \cdot \frac{t_{\text{ц}}}{t_p \left(1 - \frac{t_{\text{п}}}{2T_0} \right)} \right)^{-1} \quad (3.39)$$

Максимальная продолжительность времени работы

$$t_{\text{max}} = t_{\text{ц}} \cdot \bar{n}_{\text{max}}$$

3.5.2 Оценка перегрузочной способности СЭМУД

по средней температуре перегрева при нулевых начальных условиях

В качестве примера, иллюстрирующего влияние перегрузочной способности циклической электромагнитной машины на максимальное количество произведенных циклов (ударов), на рисунке 3.19 приведены зависимости $\bar{n}_{\text{max}} = f(k_P)$, полученные в результате расчета по выражению (3.38).

Анализ полученных зависимостей (рисунок 3.19) показывает, что максимальное количество циклов \bar{n}_{max} связаны с кратностью изменения коэффициента перегрузки по мощности k_P нелинейной зависимостью. С уменьшением отношения $t_p/t_{\text{ц}}$ перегрузочная способность СЭМУД существенно возрастает.

Для практических расчетов циклических электромагнитных машин величина k_P интересует в меньшей степени, так как основными определяющими факторами являются энергия и частота ударов.

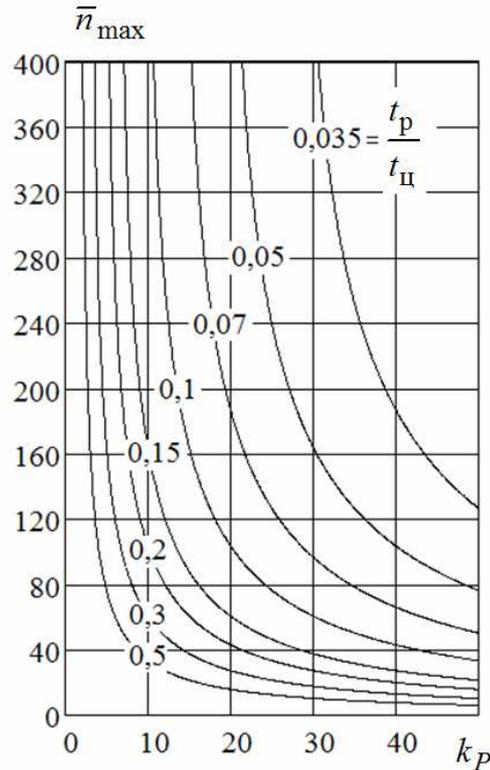


Рисунок. 3.19 – Зависимость $\bar{n}_{\max} = f(k_P)$ при $\frac{T_0}{t_{\text{ц}}} = 150$

После подстановки (3.23) для k_P в выражение (3.38) получим

$$\bar{n}_{\max} = \frac{T_0}{t_{\text{ц}}} \ln \left(1 - \frac{t_p \eta k_T (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\text{п}}}{A_{\text{уд}} (1 - \eta)} \cdot \frac{2(1 - \gamma)}{(1 - a) \left(1 + \frac{\gamma}{a} \right)} \right)^{-1}. \quad (3.40)$$

В случае $T_0 \gg t_{\text{ц}}$ выражение (3.40) приводится к виду

$$\bar{n}_{\max} = \frac{T_0}{t_{\text{ц}}} \ln \left(1 - \frac{t_p \eta k_T (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\text{п}}}{A_{\text{уд}} (1 - \eta)} \cdot \frac{t_{\text{ц}}}{t_p \left(1 - \frac{t_{\text{п}}}{2T_0} \right)} \right)^{-1} \quad (3.41)$$

Полученные зависимости (3.38) – (3.41), устанавливающие связь между выходными показателями СЭМУД и ее перегрузочной способностью, в отличие от известных, определены относительно средней температуры перегрева и ее колебаний в процессе нагрева и охлаждения, и могут быть использованы в приближенных расчетах для оценки технологических возможностей разрабатываемых циклических электромагнитных машин.

Один из возможных вариантов приближенного расчета по средней температуре перегрева подробно рассмотрен в приложении (см. Приложение В) [171].

3.6 Упрощенный расчет длительно допустимой мощности потерь повторно-кратковременного режима СЭМУД

Рассматривается повторно-кратковременный режим работы циклической электромагнитной машины, который характеризуется продолжительностью включения ПВ%, и частичным прерыванием технологического процесса [173]. Использование данного режима обеспечивает увеличение частоты ударов или ударной мощности, которая может существенно превышать значение этой мощности для продолжительного режима. При повторно-кратковременном режиме работы (режиме нагружения) подводимая мощность состоит из интервалов «работа – пауза» с установленными стандартными значениями ПВ%

$$\text{ПВ}\% = \frac{T_p}{T_p + T_{\text{II}}} \cdot 100\% = \frac{T_p}{T_{\text{Ц}}} \cdot 100\% , \quad (3.42)$$

где T_p , T_{II} и $T_{\text{Ц}}$ – продолжительность времени работы, паузы и цикла при ПВ%.

График нагрузки СЭМУД в повторно-кратковременном режиме работы приведен на рисунке 3.20.

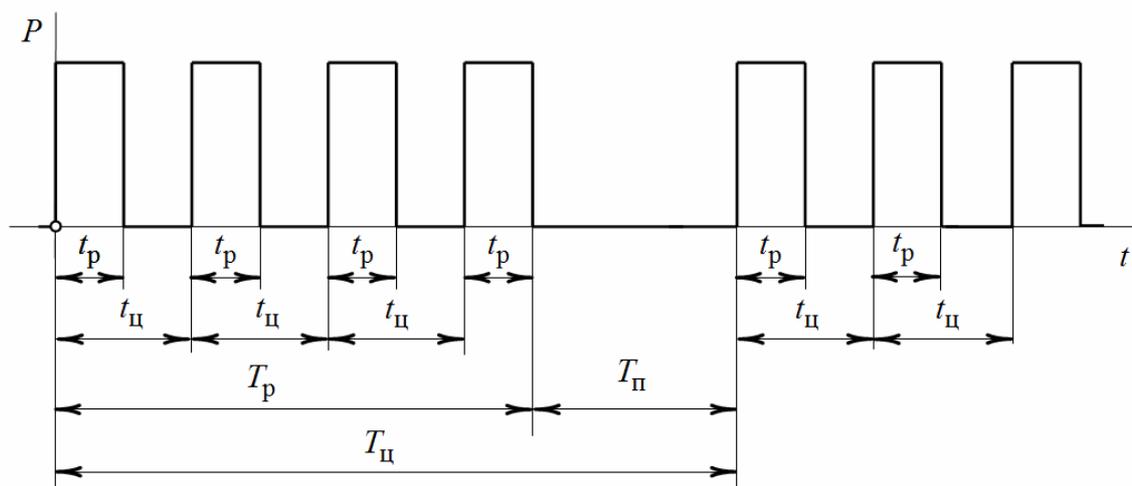


Рисунок 3.20 – График нагрузки СЭМУД в повторно-кратковременном режиме работы

Для электромагнитных машин ударного действия предпочтительные номинальные значения продолжительности включения ПВ% строго не регламентируются и при повторно-кратковременных режимах работы эти значения принимают 15, 25, 40 и 60 % в десятиминутном рабочем цикле. Данная мера позволяет дополнительно увеличить ударную нагрузку электромагнитной машины и сохранить тепловую нагрузку на прежнем уровне.

3.6.1 Взаимосвязь параметров рабочего процесса циклической электромагнитной машины в повторно-кратковременном режиме

Рассматривая рабочий процесс электромагнитной циклической машины в виде последовательности рабочих циклов, определяемых временем протекания тока в катушке t_p и временем бестоковой паузы t_{Π} при возврате бойка, в [165] получено решение максимального перегрева для любого n -го цикла, которое определяется по выражению (3.10):

$$\tau[n]_{\max} = \frac{\tau_y \left(1 - e^{-\frac{t_p}{T_0}}\right) \left(1 - e^{-\frac{t_{\Pi}}{T_0} n}\right)}{1 - e^{-\frac{t_{\Pi}}{T_0}}}, \quad (3.43)$$

Для квазиустановившегося режима нагрева при $n \rightarrow \infty$ (3.43) преобразуется к известному виду [114, 167]

$$\tau_{\max} = \frac{\tau_y \left(1 - e^{-\frac{t_p}{T_0}}\right)}{1 - e^{-\frac{t_{\Pi}}{T_0}}} \quad (3.44)$$

При замене в (3.44) $t_p = T_p$ и $t_{\Pi} = T_{\Pi}$ (рисунок 3.20) и, переходя к десятиминутному рабочему циклу, с учетом (3.42) получим

$$k_P = \frac{1 - e^{-\frac{600}{T_0}}}{1 - e^{-\frac{\text{ПВ}\% \cdot 600}{100\% \cdot T_0}}}, \quad (3.45)$$

где $k_P = \frac{\tau_y}{\tau_{\text{доп}}}$ – коэффициент тепловой перегрузки по мощности, равный отношению

превышения температуры при длительном процессе выделения мощности к допустимому превышению температуры при длительно допустимой мощности потерь $\tau_{\text{доп}} = \tau_{\text{max}}$.

Здесь исходим из того, что действительное значение превышения температуры ограничивается на уровне допустимого значения из условия нагрева так, что $\tau_{\text{max}} \leq \tau_{\text{доп}}$.

Из уравнения для установившегося нагрева также следует

$$\frac{\tau_y}{\tau_{\text{доп}}} = \frac{P_{\text{ц}}}{P_{\text{дл}}}, \quad (3.46)$$

где $P_{\text{ц}}$ – приведенная мощность потерь за время цикла $t_{\text{ц}}$, равная по мощности потерь за интервал времени T_p (рисунок 3.20); $P_{\text{дл}}$ – длительно-допустимая мощность потерь.

Длительно-допустимая мощность потерь может быть определена по формуле Ньютона

$$P_{\text{дл}} = k_T (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\text{п}}, \quad (3.47)$$

Зависимость приведенной мощности потерь за время цикла выражается известным соотношением

$$P_{\text{ц}} = P_{\text{пол}} \frac{1-\eta}{\eta} = \frac{A_{\text{уд}} n_{\text{уд}} (1-\eta)}{60\eta}, \quad (3.48)$$

где $P_{\text{пол}} = \frac{A_{\text{уд}} n_{\text{уд}}}{60}$ – полезная мощность.

С учетом (3.45), связывая установленные соотношения (3.47) и (3.48), получим

$$k_P = \frac{A_{\text{уд}} n_{\text{уд}} (1-\eta)}{60\eta k_T (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\text{п}}}. \quad (3.49)$$

Из совместного решения уравнений (3.45) и (3.49) для энергии и частоты ударов следует

$$A_{\text{уд}} = \frac{60\eta k_T (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\text{п}}}{n_{\text{уд}} (1-\eta)} \cdot \frac{1 - e^{-\frac{600}{T_0}}}{1 - e^{-\frac{\text{ПВ}\% \cdot 600}{100\% \cdot T_0}}}, \quad (3.50)$$

$$n_{\text{уд}} = \frac{60\eta k_T (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\text{п}}}{A_{\text{уд}} (1-\eta)} \cdot \frac{1 - e^{-\frac{600}{T_0}}}{1 - e^{-\frac{\text{ПВ}\% \cdot 600}{100\% \cdot T_0}}}. \quad (3.51)$$

Качественный анализ выражений (3.50) и (3.51) показывает, что при ограничении продолжительности включения ЛЭМД на уровне ПВ = 60, 40, 25 и 15%, при $600/T_0 = 1$, обеспечивается по отношению к режиму с ПВ = 100% увеличение допустимой энергии удара или частоты ударов соответственно в 1,4; 1,9; 2,9 и 4,5 раза. С увеличением постоянной времени нагрева кратность увеличения допустимой энергии удара и частоты ударов возрастает.

В повторно-кратковременном режиме в период паузы условия охлаждения ЛЭМД могут отличаться от условий охлаждения в период работы. Вследствие этого постоянная времени нагрева при работе T_0^I и паузе T_0^{II} также различны. В зависимости от интенсивности процесса охлаждения в различные периоды времени, разница в определении постоянных времени нагрева при работе и в период паузы может отличаться в два и более раз.

Точность в расчетах можно повысить, если для режима с ПВ% принять

$$k_P^I = \frac{1 - e^{-\left(\frac{T_p}{T_0^I} + \frac{T_{\text{п}}}{T_0^{II}}\right)}}{1 - e^{-\frac{T_p}{T_0^I}}}. \quad (3.52)$$

Тогда в десятиминутном рабочем цикле с ПВ%, полагая $T_p = \frac{\text{ПВ}\%}{100\%} \cdot T_{\text{ц}}$ и

$T_{\text{п}} = \left(1 - \frac{\text{ПВ}\%}{100\%}\right) \cdot T_{\text{ц}}$ при подстановке в (3.52), получим

$$k_P^I = \frac{1 - e^{-\left[\frac{\text{ПВ}\%}{100\%} \cdot \frac{600}{T_0^I} + \left(1 - \frac{\text{ПВ}\%}{100\%}\right) \frac{600}{T_0^{II}}\right]}}{1 - e^{-\frac{\text{ПВ}\% \cdot 600}{100\% \cdot T_0^I}}},$$

и предельно-допустимая энергия удара, и частота ударов СЭМУД

$$A_{\text{уд}} = \frac{60\eta k_T (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\text{п}}}{n_{\text{уд}} (1-\eta)} \cdot k_P^I,$$

$$n_{\text{уд}} = \frac{60\eta k_T (\vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0) S_{\Pi}}{A_{\text{уд}} (1 - \eta)} \cdot k_P^I.$$

Для сравнения на рисунке 3.21 приведены относительные зависимости

$$\frac{k_P}{k_P^I} = f\left(\frac{T_0^{II}}{T_0^I}\right) \text{ для предпочтительных значений ПВ\%.}$$

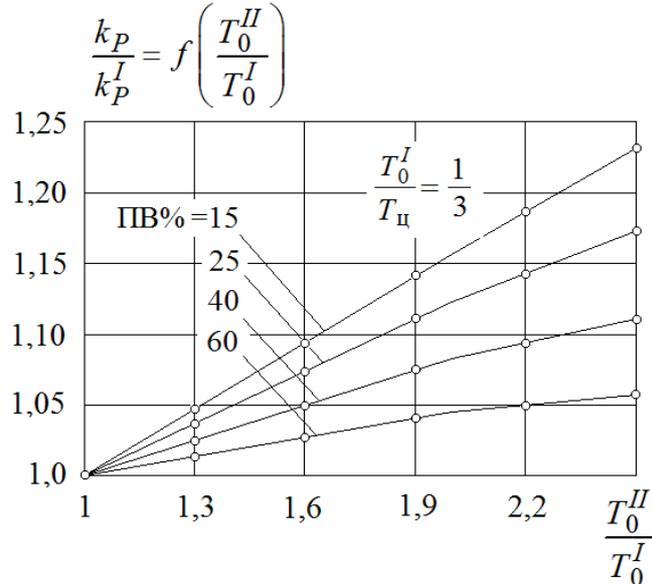


Рисунок 3.21 – Зависимости $\frac{k_P}{k_P^I} = f\left(\frac{T_0^{II}}{T_0^I}\right)$ для различных значений ПВ%

Исследование зависимостей (рисунок 3.21) показывает, что для различных условий охлаждения в период паузы перегрузочная способность ЛЭМД падает. Так, например, при ПВ = 15% и различных условиях интенсификации способа охлаждения при работе и в период бестоковой паузы $T_0^{II}/T_0^I = 1,65$ перегрузочная способность ЛЭМД уменьшается в 1,1 раза, что означает фактическое снижение ударной мощности приблизительно на 10%.

3.6.2 Анализ рабочего процесса СЭМУД

в повторно-кратковременном режиме работы

В качестве примера упрощенного расчета на рисунке 3.22 приведены зависимости допустимой из условия нагрева ударной мощности от продолжительности вклю-

чения ПВ% для двухкатушечного варианта СЭМУД с инерционным реверсом бойка [174, 176].

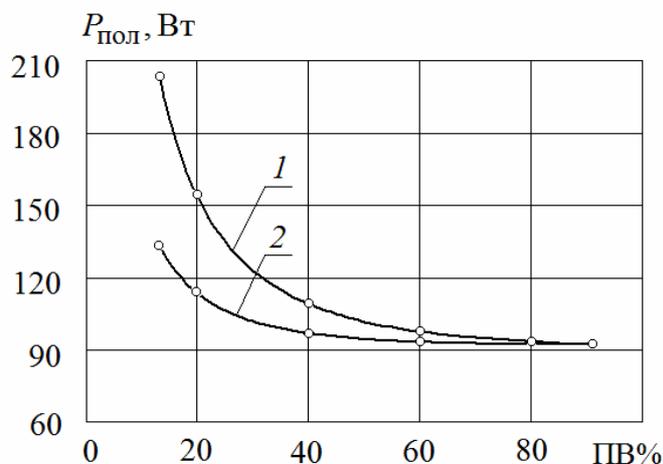


Рисунок 3.22 – Зависимости полезной ударной мощности двухкатушечной СЭМУД в повторно-кратковременном режиме работы

В процессе расчета допустимая по условиям нагрева температура принималась равной $\vartheta_{\text{доп}} = 130^{\circ}\text{C}$, температура окружающего воздуха – $\vartheta_0 = 30^{\circ}\text{C}$. Коэффициент теплоотдачи с поверхности в режиме принудительной вентиляции потоком сухого воздуха $k_{\text{T}} = 48 \text{ Вт}/\text{м}^2 \cdot \text{К}$, постоянная времени нагрева катушек $T_0^I = 134 \text{ с}$. В режиме отключенной вентиляции коэффициент теплоотдачи $k_{\text{T}} = 10 \text{ Вт}/\text{м}^2 \cdot \text{К}$, $T_0^{II} = 1155 \text{ с}$. Активная поверхность охлаждения одной катушки $S_{\text{П}} = 213 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$. Коэффициент полезного действия СЭМУД $\eta = 0,31$.

На рисунке 3.22 зависимость 1 отражает величину допустимой ударной мощности электромагнитной машины в режиме принудительной вентиляции катушек в течение времени цикла «работа – пауза», зависимость 2 – в режиме принудительной вентиляции катушек только на интервале времени «работа».

Из сравнения зависимостей (рисунок 3.22) следует, что, например, при ПВ = 25% и способа вентиляции катушек в течение времени полного цикла «работа – пауза» полезная ударная мощность может быть превышена в 1,26 раза по отношению к способу вентиляции катушек только в течение времени «работа».

3.7 Выводы

1. Выполнена классификация и дана оценка конструктивного совершенства систем охлаждения СЭМУД.

2. Установлено, что среднее значение теплового потока, отнесенного к поверхности охлаждения катушки для систем с естественным воздушным охлаждением, находится в диапазоне значений $(5,2...13,3) \cdot 10^3 \text{ Вт/м}^2$, в то время как для систем с принудительным воздушным охлаждением этот показатель значительно выше и составляет $(9,7...22,2) \cdot 10^3 \text{ Вт/м}^2$.

3. Для систем с естественным воздушным охлаждением средняя удельная тепловая нагрузка активного объёма, занятого катушкой, составляет $(344...1411) \cdot 10^3 \text{ Вт/м}^3$, для систем с принудительным воздушным охлаждением – $(1728...5172) \cdot 10^3 \text{ Вт/м}^3$.

4. В соответствии с требованиями, предъявляемыми к ударной нагрузке, ни одна из СЭМУД с естественным воздушным охлаждением не удовлетворяет условиям работы с ПВ = 100%.

5. Показано, что использование принудительного воздушного охлаждения является вынужденной мерой и позволяет дополнительно нагрузить электромагнитный ударный узел и повысить его энергию удара или ударную мощность при сохранении нагрева на допустимом уровне.

6. Для поддержания режима работы СЭМУД с ПВ = 100% мощность вентиляционной установки может составлять до 25% от мощности, потребляемой ударным узлом.

7. При допущении, что электромагнитная машина является однородным телом с равномерно распределенными источниками теплоты и с идеальной теплопроводностью, методом дискретных преобразований получено приближенное решение для циклического процесса нагрева в переходном тепловом процессе с учтенным начальным превышением температуры по отношению к температуре окружающей среды.

8. Для случая циклического нагрева электромагнитной машины в переходном тепловом процессе установлена связь между максимальным количеством произведенных рабочих циклов, продолжительностью работы, энергией удара и частотой ударов,

а также теплофизическими и геометрическими параметрами в зависимости от начального превышения температуры над температурой окружающей среды.

9. Из условия допустимого нагрева получены приближенные расчетные соотношения, устанавливающие допустимое значение энергии удара в зависимости от количества произведенных рабочих циклов (ударов) и начального превышения температуры над температурой окружающей среды.

10. На основе полученного приближенного решения для циклического нагрева и охлаждения, учитывающего колебания температуры в переходном процессе, дана оценка перегрузочной способности СЭМУД по средней температуре перегрева и установлена связь между его входными и выходными показателями при нулевых начальных условиях.

11. Из условия допустимого нагрева для широко распространенного на практике повторно-кратковременного режима работы СЭМУД получены приближенные решения для энергии удара и частоты удара в зависимости от теплофизических и геометрических параметров, учитывающие различные условия охлаждения в периоды работы и паузы.

12. Полученные выражения и разработанные на их основе методики расчета переходного и квазиустановившегося процесса нагрева от параметров, характеризующих циклический режим работы электромагнитной ударной машины, могут быть широко использованы в инженерной практике, как при разработке новых виброударных устройств, так и при решении вопросов управления их тепловой нагрузкой в рабочем цикле.

Это позволяет на стадии проектирования без применения сложного математического аппарата оптимизировать режимы работы СЭМУД с учетом заданных динамических параметров, обусловленных рабочим процессом.

Глава 4 ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ УЧЕТА ХАРАКТЕРИСТИК МОДЕЛЕЙ СЭМУД ПРИ ДИНАМИЧЕСКИХ РАСЧЕТАХ

4.1 Вводные замечания

Существующие методики для расчета и проектирования электромагнитных машин основаны в большинстве своем на использовании статических подходов, что позволяет в разной степени улучшать их силовые и энергетические показатели. Это осложняет их дальнейшее использование в задачах анализа и синтеза [33, 34, 39, 97, 119, 123, 127, 138].

Вызвано это, прежде всего, тем, что проведение динамического расчета связано с учетом большого числа взаимосвязанных факторов, зависящих от скорости движения, частоты, нелинейности характеристик магнитной цепи, степени подвижности инерционных масс и свойств упругих связей механической системы, внешних воздействий, различного рода потерь энергии и т.д. [131, 140, 166, 177–182, 199].

Между тем любая электромеханическая система СЭМУД, использующая в своем составе линейный электромагнитный двигатель, устройства для передачи энергии ударом, гашения вибраций и реверса ударной массы бойка представляет собой сложную динамическую систему, определяющую конфигурацию и структуру ударного узла, обеспечивающего рациональное формирование ударного импульса силы [17, 28, 179, 183, 184].

По известным причинам упрощение связей параметров СЭМУД ограничивает возможности анализа и синтеза подобных систем, работающих исключительно в переходных квазиустановившихся режимах, где использование статических подходов недопустимо.

Учитывая современные тенденции в вопросах энергосбережения, создание точной математической модели динамики электромагнитного ударного узла СЭМУД, наиболее полно отражающей взаимосвязи всех его подсистем при динамических воздействиях непосредственно связано с точным учетом характеристик параметров отдельных узлов моделей, оказывающих влияние на процессы электромеханического преобразования энергии.

Как правило, для создания такой модели необходимо обладать точной коли-

чественной оценкой мощности или энергии потерь в механической, магнитной и электрической подсистеме ударного узла СЭМУД, а также иметь их точное математическое описание.

Прежде всего, данные потери вызваны усилиями, противодействующими движению бойка, диссипативными силами упругих связей, потерями, зависящими от свойств магнитных материалов и потоков рассеяния, которыми при проведении расчетов в большинстве случаев пренебрегают и принимают в качестве одного из допущений [29, 32, 33, 142, 185–187].

Одним из таких допущений являются нерабочие технологические зазоры, образованные в местах сопряжения поверхностей подвижных силовых элементов конструкции магнитной системы двигателя, обусловленных неточностями механической обработки и сборки с другими составными элементами магнитопровода [188, 189].

Типичным примером такого сопряжения является технологический зазор между поступательно движущимся бойком и охватывающей его поверхностью неподвижного полюса, что характерно для многих конструкций электромагнитных двигателей цилиндрической структуры.

Величина устанавливаемого технологического зазора определяется не только наличием направляющей и толщиной ее стенок, но и классом точности обработки при изготовлении составных элементов конструкции магнитопровода.

Несмотря на то, что технологический зазор стремятся выполнить до определенной степени минимальным, отклонение от осевой линии симметрии при движении бойка вследствие возникающей неравномерности магнитного потока, сосредоточенного в областях, занятых нерабочим зазором, приводит к появлению сил одностороннего магнитного притяжения.

Сопоставление численных значений возникающих неточностей при обработке без учета погрешностей при сборке с другими составными элементами конструкции показывает, что осевое отклонение между сопрягаемыми поверхностями, определяемое разностью предельных отклонений по СТ СЭВ 145-75 для диаметральных и линейных размеров, например, свыше 30 до 40 мм. с обработкой по распространенному двенадцатому качеству (пятому классу точности) может составлять 0,5 мм. Для допусков по четырнадцатому качеству осевое отклонение между сопрягаемыми поверхностями увеличится до 1,24 мм.

Величины предельных отклонений, как известно, зависят от номинальных размеров, поэтому осевое отклонение является еще функцией, зависящей от размеров элементов конструкции магнитопровода.

Возникающее вследствие нарушения конструктивной симметрии электромагнитного двигателя усилие одностороннего магнитного притяжения увеличивает потери на трение при перемещении бойка. В особенности это влияние проявляется в низкочастотных СЭМУД. Известно, что частота хода бойка в таких машинах может достигать до 3000 уд/мин.

Результаты оценочных расчетов, выполненные в [41], показывают, что составляющая потерь на трение, обусловленная только силами одностороннего магнитного притяжения бойка, установленного в направляющей трубе, расположенной в отверстии полюса, для пятого класса точности обработки и их нормативных отклонений размеров составляет 6...15% потребляемой от сети мощности, что определяет значительную долю от общих потерь.

Количественная оценка величины силы одностороннего притяжения впервые была озвучена в работах известных авторов [114, 116].

Существенное влияние на динамику СЭМУД оказывают параметры, учитывающие механические свойства системы. В первую очередь это относится к усилиям, противодействующим движению и зависящим, соответственно, от перемещения и скорости движения подвижной системы ударного узла, что приводит к дополнительным потерям.

Прежде всего, данные потери вызваны силами кулоновского трения, возникающего в механической системе между сопрягаемыми поверхностями поступательно движущихся масс, а также вязким трением в упругих связях.

В этой связи для повышения точности расчетов соответствующим образом должны быть отражены математические аналоги механических характеристик модели, согласующие в процессе движения пространственные координаты положения бойка. В качестве одного из возможных подходов точного учета аналогов механических характеристик следует предварительная оценка некоторых интегральных характеристик сил сопротивления движению при помощи физического эксперимента. В первую очередь этой оценке подвергаются силы трения скольжения (сухого трения) и вязкого трения в упругих связях.

Другим важным моментом в задачах моделирования ударных систем является решение вопросов взаимодействия импульсов сил при частично упругом ударе, что сопровождается дополнительными потерями кинетической энергии [19, 190–192].

При возбуждении периодических импульсов сил движение ударной массы бойка в существенной мере зависит от всякого рода внешних воздействий, таких как изменение коэффициента отскока и коэффициента восстановления скорости бойка, которые, в конечном счете, определяют эффективность передачи энергии в деформируемую среду.

Необходимо понимать, что при частично упругом ударе не вся кинетическая энергия бойка переходит рабочему инструменту и далее в деформируемую среду. Часть этой энергии возвращается обратно в механическую колебательную систему в период обратного (холостого) хода бойка и частично расходуется на деформацию и нагрев тел при ударе, что сопровождается дополнительной потерей кинетической энергии. Количество энергии, переданной в деформируемую среду, и энергии, возвращенной обратно в механическую систему, прежде всего, зависит от свойств самой среды, параметров ударной системы и импульсов сил, действующих на среду. Реальный процесс взаимодействия рабочего инструмента с деформируемой средой в физических устройствах ударных систем с ЛЭМД достаточно сложен и многообразен [19, 193].

Большие трудности, возникающие при расчетах динамических процессов подобных систем, связаны с количественным учетом магнитных потерь энергии в ферромагнитных элементах конструкции массивного магнитопровода. Данные потери вызваны вихревыми токами и гистерезисом и зависят от частоты и степени насыщения ферромагнитных материалов [143, 144, 194, 195]. Особенно эта задача актуальна при расчетах нестационарных процессов [194, 195].

При работе ЛЭМД на катушку или систему катушек подаются импульсы напряжения заданной формы и длительности, которые обуславливают протекание периодических импульсов тока. Форма и длительность импульсов тока определяются приложенным напряжением, изменениями параметров магнитной цепи и явлениями, происходящими в стальном магнитопроводе.

В результате экспериментальных исследований электромагнитных преобразователей, используемых в приводе ударных устройств, установлено, что потери энер-

гии в стальных элементах магнитопровода составляют до 30–40% от всех видов потерь [41]. В целом это в два и более раз выше аналогичных потерь в отношении номинального режима для двигателей общепромышленного исполнения при питании от полупроводниковых преобразователей [196].

В этой связи вполне очевидно, что расчет СЭМУД без учета процессов в стали, может содержать большие погрешности, а при решении переходных режимов и вовсе может рассматриваться только в рамках качественного анализа.

Большинство известных в научных кругах точных методов расчета, учитывающих потери в стальном магнитопроводе в зависимости от степени его насыщения базируются, как правило, основаны на численном решении уравнений электромагнитного поля [197, 198].

Сложность протекающих в катушке нестационарных процессов усложняет точный учет вихревых токов, обусловленных активными потерями мощности в ферромагнитном сердечнике. Возникновение данных потерь может приближенно рассматриваться, например, как действие вторичного короткозамкнутого контура, сцепленного с тем же магнитным потоком, что и намагничивающая обмотка [125, 200, 201].

Основу расчетной модели при таком рассмотрении, как правило, составляют дифференциальные уравнения, полученные для обобщенной нелинейной схемы замещения катушки.

В силу данных обстоятельств вполне очевидно, что математическое описание динамики любой электромагнитной машины с определенным родом допущений относительно процессов в стали ограничивает возможности в его использовании для анализа электромагнитных и электромеханических процессов. Одной из важных составляющих точного описания динамических процессов является учет потерь энергии в массивном магнитопроводе.

Другой, не менее важной, составляющей такого учета является возможность в схемной реализации динамических моделей, преимущественным способом расчета которых является использование аппарата структурного моделирования [194, 195, 202–204].

Также большие сложности при реализации динамических расчетов по-прежнему доставляют вопросы, связанные с точностью воспроизведения статических параметров (электромагнитное усилие, потокосцепление), зависящих от нелинейных

свойств магнитных материалов и потоков рассеяния.

Использование в качестве исходных данных в виде набора статических параметров потокосцепления и электромагнитного усилия, определяемых аналитическими методами теории магнитных цепей либо по приближенной картине магнитного поля, в полной мере не учитывают локального насыщения участков магнитопровода и потоки рассеяния. Это является одним из главных источников погрешностей при расчете динамических характеристик [97, 205].

Результаты исследований, представленные в четвертой главе, вызваны необходимостью совершенствования динамического расчета СЭМУД за счет повышения точности учета характеристик параметров моделей, наиболее объективно отражающих взаимосвязи в электромеханической системе при динамических воздействиях в переходных и квазиустановившихся режимах работы.

4.2 Исследование сил одностороннего магнитного притяжения при нарушениях магнитной симметрии

4.2.1 Влияние радиальных сил одностороннего магнитного притяжения бойка при асимметрии магнитного потока

Определение сил одностороннего магнитного притяжения связано, прежде всего, с необходимостью точного учета противодействующих сил, вызывающих потери энергии на трение, при движении ударной массы бойка. В большинстве случаев при выполнении динамических расчетов неравномерностью магнитного поля, возникающего вследствие сдвига осей областей, занятых катушкой, а также рабочим зазором, как правило, пренебрегается. Полученные решения в ряде случаев являются приближенными, либо носят оценочный характер и в ряде случаев могут обладать недопустимо большой погрешностью. В особенности это касается учета сил одностороннего притяжения для магнитных систем двигателей соленоидного типа, для которых результирующее усилие на большей части хода зависит от действия магнитного потока, идущего с боковой поверхности [114, 117].

Для самого общего случая дадим количественную оценку влияния отдельных составляющих сил по отношению к движущей электромагнитной силе. Учитывая не-

симметричный характер распределения индукционных линий магнитного поля между наружной поверхностью бойка и охватывающего его полюса, а также линий магнитного поля рассеяния в объеме, ограниченном катушкой возбуждения, точный анализ этих факторов при использовании аналитических методов расчета затруднителен. Прежде всего, это связано со сложностью пространственной картины магнитных полей и нелинейности характеристик материалов магнитопровода, учет которых имеет существенное значение. Введение некоторых упрощений из-за присущих особенностей картины распределения линий магнитного потока и индукции в стали не гарантирует объективности получаемых результатов.

Представленные результаты исследований выполнены с помощью конечно-элементного моделирования магнитного поля в программе FEMM. Это позволило с достаточно высокой точностью учесть геометрию магнитопровода без всякого ограничения рассчитываемой области, которое может повлиять на искажение реальной картины поля на границе раздела кусочных сред и отразиться на точности расчета в целом [106, 112].

В качестве объекта исследований рассматривалась распространенная в электромагнитном приводе СЭМУД конструкция соленоидного двигателя с соотношениями главных размеров, близких к оптимальным значениям.

Расчет усилия одностороннего притяжения для заданного диапазона отклонения от оси симметрии для различных положений сердечника (бойка) осуществлялся через интегральные характеристики поля в режиме параметров блока по средневзвешенному тензору натяжения и в режиме параметров контура по тензору силы Максвелла. Граница смещения сердечника относительно его общей с магнитопроводом осевой линией определялась разностью предельных отклонений размеров, находящихся в поле допусков между двенадцатым и четырнадцатым квалитетами. Также из условия разности предельных отклонений для симметричного положения бойка относительно полюса определялась величина технологического зазора Δ , которая сохранялась постоянной на протяжении всего эксперимента.

В качестве одного из примеров на рисунке 4.1 показаны картины поля линий магнитного потока расчетной области модели для симметричного положения бойка (рисунок 4.1, а) относительно осевой линии двигателя y ($\epsilon_x = 0$) и асимметричного положения бойка (рисунок 4.1, б) при смещении сердечника ($\pm \epsilon_x$) в пределах уста-

новленного поля допуска размеров.

Для случая конструктивной симметрии (рисунок 4.1, а), судя по характеру распределения индукционных линий магнитного потока, наблюдается магнитная симметрия и усилие одностороннего магнитного притяжения бойка равно нулю.

Для случая асимметричного положения бойка (рисунок 4.1, б) наблюдается магнитная асимметрия линий магнитного потока, что вызывает усилие одностороннего магнитного притяжения бойка в областях с большей плотностью индукционных магнитных линий.

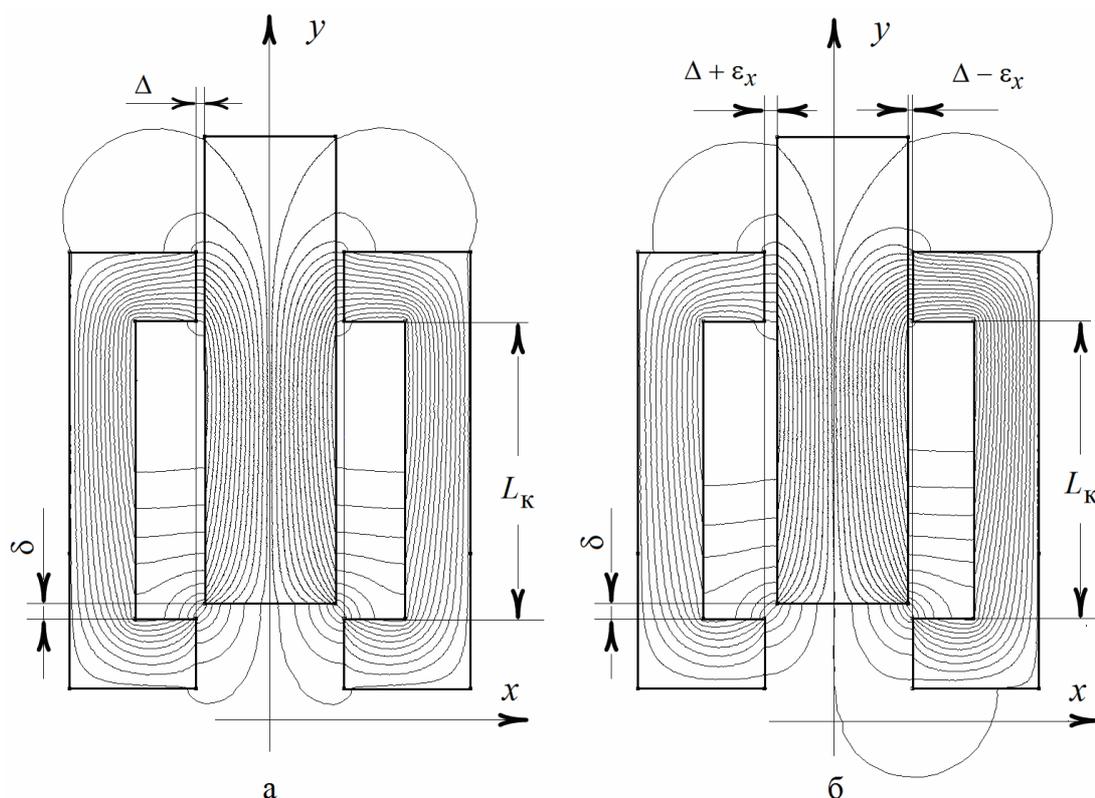


Рисунок 4.1 – Картины поля линий магнитного потока расчетной области модели:

а – для симметричного положения бойка; б – асимметричного положения бойка

На рисунке 4.2 изображены точные картины линий магнитного потока (показаны только области, ограниченные поверхностями поступательно движущегося бойка и охватывающего его полюса) для симметричного (рисунок 4.2, а) и асимметричного (рисунок 4.2, б–е) положения бойка.

Также в режиме параметров контура выполнялось построение графика изменения модуля магнитной индукции вдоль поверхности, примыкающей к бойку, и через его сечение (рисунок 4.3), соответствующие положениям бойка на рисунке 4.2.

При нарушении конструктивной симметрии (рисунок 4.2, б–е) проявляется магнитная асимметрия, особенностью которой является неравенство потоков, проходящих через нерабочие зазоры $\Delta + \varepsilon_x$ и $\Delta - \varepsilon_x$, вследствие осевого смещения бойка по координате x .

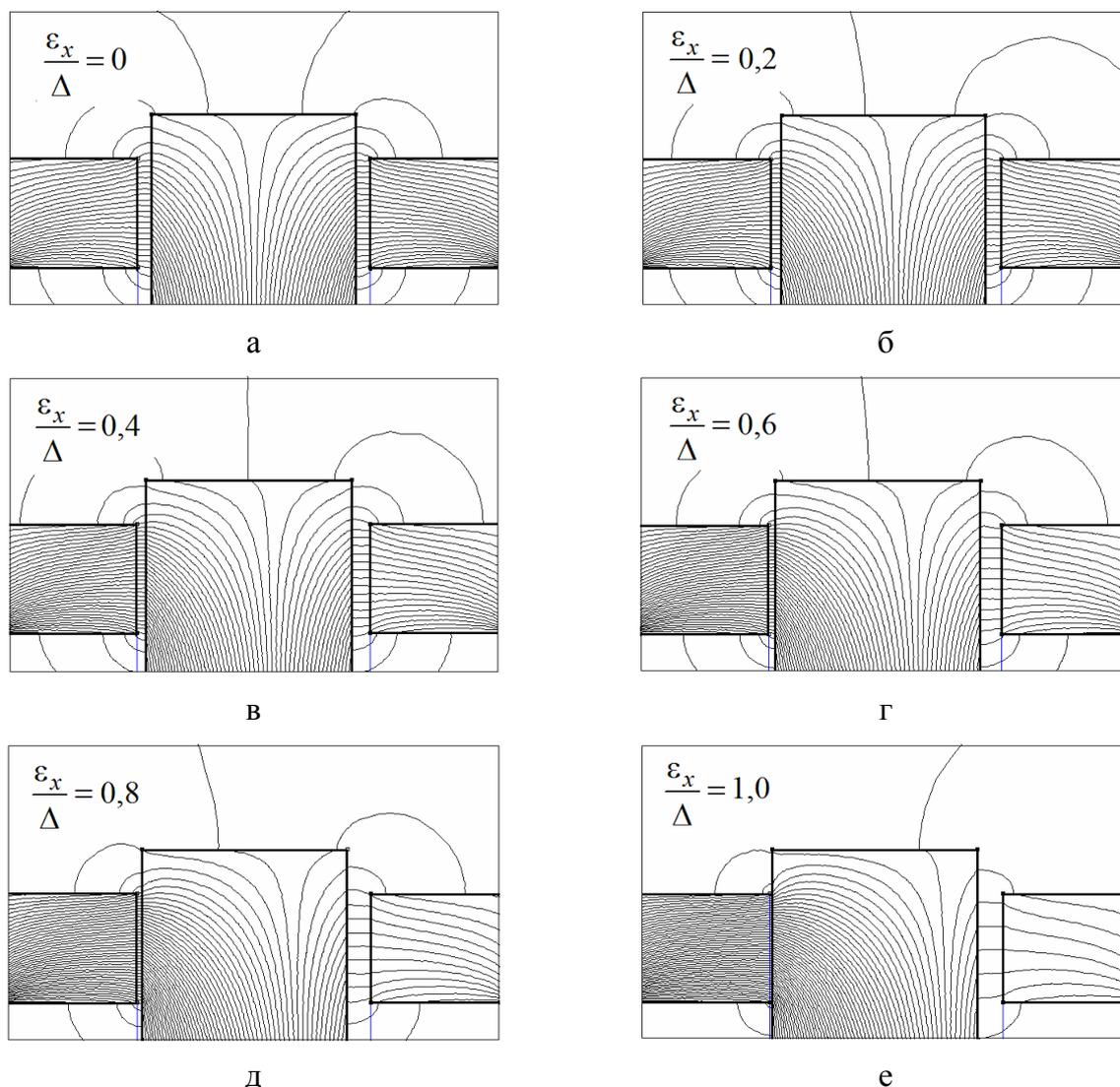


Рисунок 4.2 – Картины поля линий магнитного потока, ограниченные расчетной областью модели для значений $\frac{\varepsilon_x}{\Delta} = 0 \dots 1,0$

В результате этого появляется усилие одностороннего магнитного притяжения, равнодействующая которого совпадает с направлением смещения бойка относительно осевой линии симметрии (рисунок 4.3, б–е).

Исследованию подвергались результирующее усилие одностороннего магнитно-

го притяжения бойка, а также его отдельные компоненты, определяемые усилиями, возникающими вследствие неоднородности магнитного поля, сосредоточенного в объеме нерабочего зазора Δ полюсной системы и в объеме, занятом катушкой возбуждения.

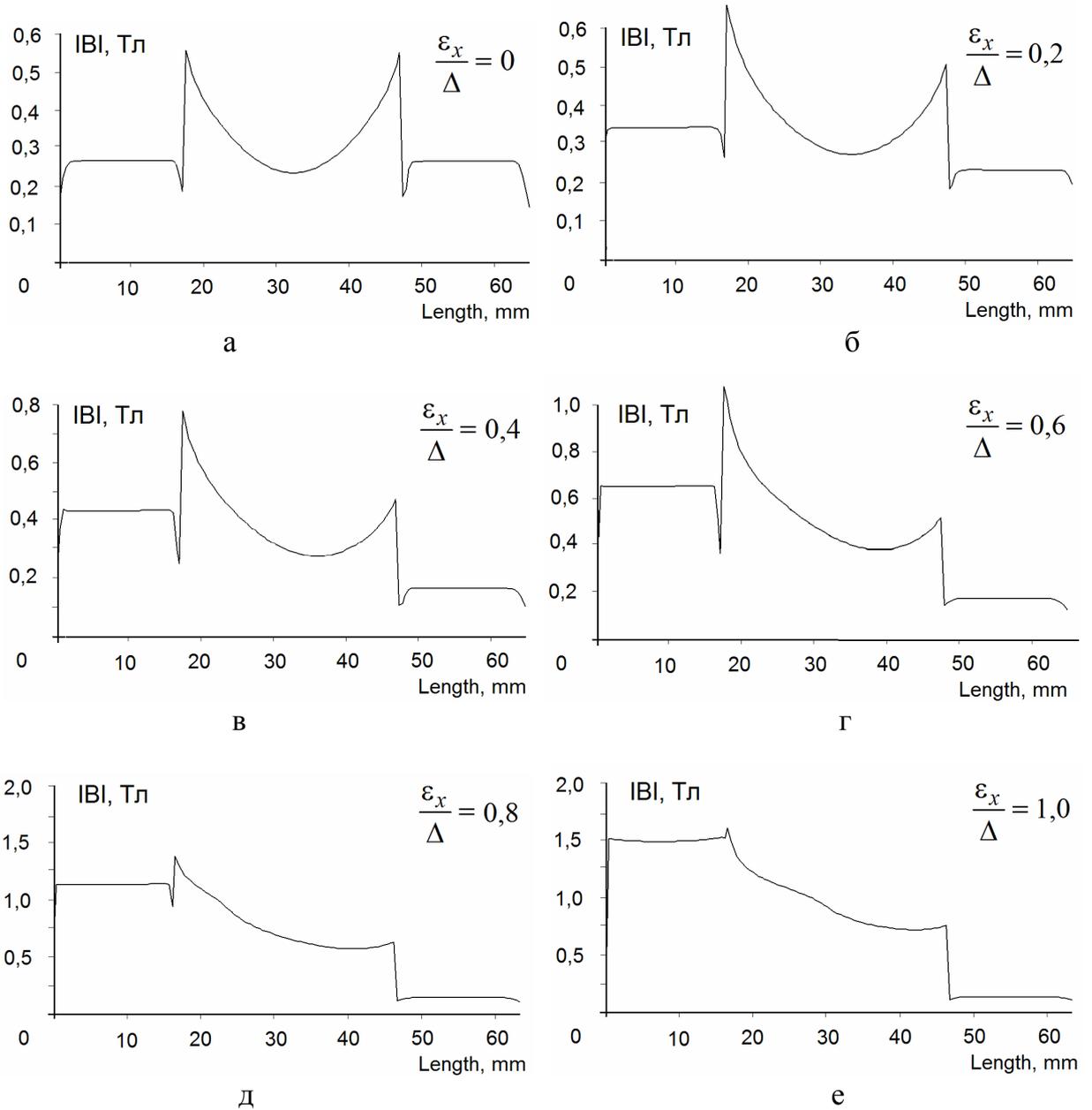


Рисунок 4.3 – Графики модуля магнитной индукции для различных значений магнитной асимметрии

Для удобства сравнения, получаемые через интегральные характеристики поля абсолютные значения силы одностороннего магнитного притяжения, приводились к нормированным значениям относительно максимального значения тягового усилия

$F_{y\max}$, соответствующего нулевому рабочему зазору ($\delta = 0$) и симметричному положению бойка.

По результатам численного эксперимента на рисунке 4.4 представлены зависимости приведенного усилия $f_x^* = F_x/F_{y\max}$ одностороннего магнитного притяжения бойка от величины смещения ε_x относительно осевой линии симметрии, выраженной через относительные размеры ε_x/Δ для некоторых фиксированных значений глубины внедрения бойка относительно длины катушки $\delta/L_k = 0 \dots 0,4$.

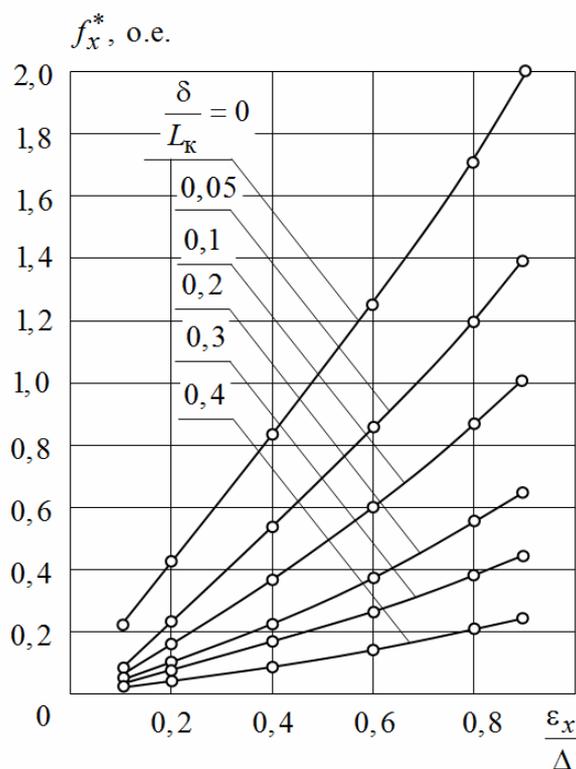


Рисунок 4.4 – Зависимости приведенного усилия f_x^* одностороннего магнитного притяжения сердечника

Из рисунка 4.4 следует, что даже незначительные отклонения сердечника от конструктивной симметрии оказывают существенное влияние на величину усилия одностороннего магнитного притяжения. В зависимости от начальной глубины внедрения бойка в катушку сила одностороннего магнитного притяжения может быть сопоставима или превышать максимальное значение тягового усилия двигателя.

На рисунке 4.5 также показаны зависимости отдельных компонент результирующего усилия $f_x^* = f_{\Pi}^* + f_p^*$ одностороннего магнитного притяжения бойка.

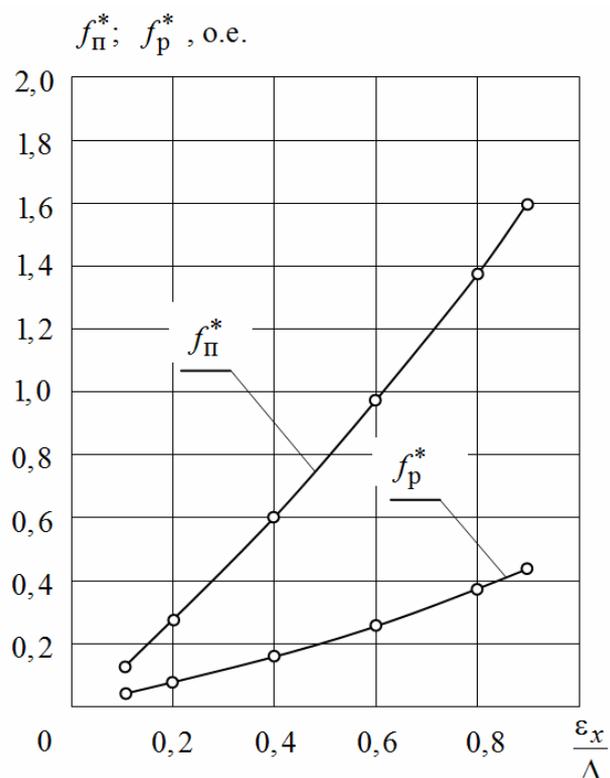


Рисунок 4.5 – Зависимости отдельных компонент приведенного усилия

бойка $f_{\Pi}^* = f(\varepsilon_x/\Delta)$ и $f_p^* = f(\varepsilon_x/\Delta)$

Одна из компонент определяет усилие f_{Π}^* , возникающее в нерабочем зазоре Δ , другая компонента – усилие f_p^* с боковой поверхности бойка, внедренной в катушку. Судя по графику (рисунок 4.5), составляющая усилия f_p^* с боковой поверхности бойка имеет относительно высокое значение и ее неучет может приводить к большим погрешностям вычислений усилия одностороннего притяжения.

Отношения отдельных компонент составляющих этих усилий f_p^*/f_{Π}^* представлены на рисунке 4.6 в виде графиков для трех значений относительной глубины внедрения бойка в зависимости от асимметрии

Как следует из рисунка 4.6 с уменьшением глубины внедрения бойка, а, следовательно, с уменьшением активной площади поверхности, подвергнутой воздействию магнитных потоков, усилие одностороннего магнитного притяжения в нерабочем зазоре f_{Π}^* преобладает над усилием f_p^* одностороннего магнитного притяжения в области, занятой катушкой.

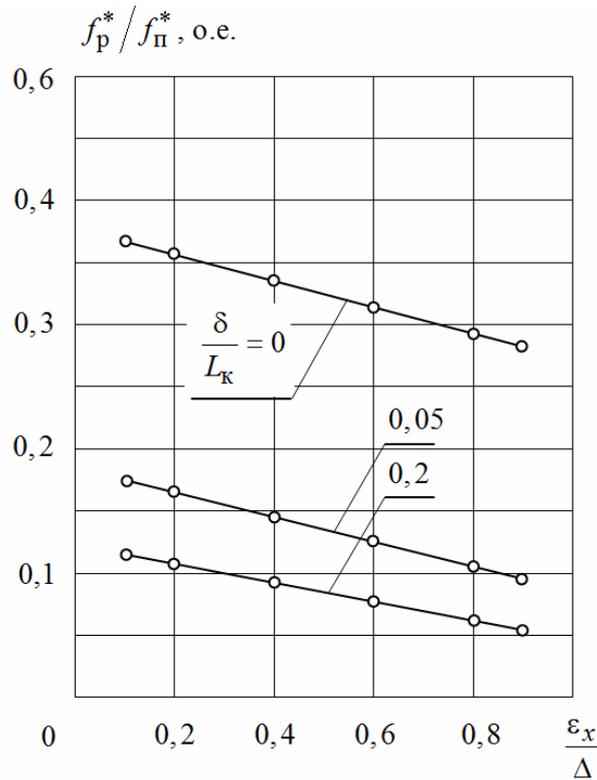


Рисунок 4.6 – Зависимости $f_p^*/f_{п}^* = f(\epsilon_x/\Delta)$

В заключении отметим, что полученные результаты можно расширить и уточнить, привязывая значения получаемых усилий одностороннего магнитного притяжения с конкретным классом точности обработки сопрягаемых элементов конструкции магнитопровода, соотношениями главных размеров двигателя, а также всевозможными конструктивными схемами его исполнения. Методика данного исследования очевидна и достаточно проста для повторения.

4.2.2 Повышение точности аналитического расчета радиальных сил одностороннего магнитного притяжения

Для определения силы одностороннего магнитного притяжения электромагнитных устройств широкое распространение на практике получила формула А.В. Гордона и А.Г. Сливинской [114], а также ее различные модификации [36, 37, 132]. В то же время имеется мнение о приближенном характере получаемых по этим формулам решений [206]. Следует также признать, что имеющиеся в научной литературе сведения по этому вопросу явно недостаточны. Попытка в [207] оценить точность применяе-

мых формул [114, 116] ограничилась только сравнением получаемых относительных погрешностей вычисления между собой, при этом осталось совершенно не ясным о получаемых погрешностях при их использовании для практических расчетов.

В настоящих исследованиях делается попытка дать оценку точности используемых на практике расчетных формул, на основе сравнения результатов с численным экспериментом. В основе существующей формулы [114] для силы одностороннего магнитного притяжения рассматривается решение для магнитной проводимости свободного от объема пространства, занятого системой из двух некоаксиальных ферромагнитных цилиндров с учетом картины поля в плоскостях, перпендикулярных оси цилиндров (рисунок 4.7).

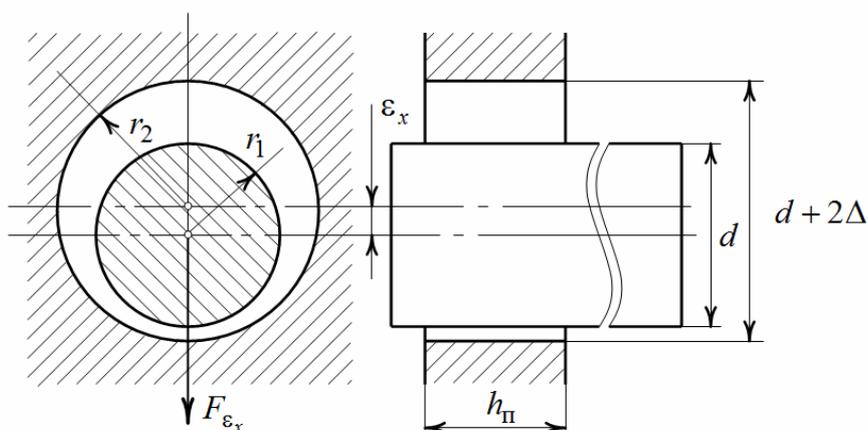


Рисунок 4.7 – Расчетная область нерабочего зазора при асимметричном расположении ферромагнитных цилиндров

Ограничиваясь только случаем, представляющим интерес для большинства практических устройств, когда $2(\Delta^2 - \epsilon_x^2)/d^2 \ll 1$ в решение используется упрощенное выражение для магнитной проводимости

$$\Lambda_{\epsilon_x} = \frac{\mu_0 \pi d h_{\Pi}}{\sqrt{\Delta^2 - \epsilon_x^2}}$$

и ее производной по величине эксцентриситета

$$\frac{d\Lambda_{\epsilon_x}}{d\epsilon_x} = \frac{\mu_0 \pi d h_{\Pi}}{\sqrt{\Delta^2 - \epsilon_x^2}} \cdot \frac{\epsilon_x}{\Delta^2 - \epsilon_x^2},$$

где $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м.

С учетом последнего в [114] приведено конечное выражение для усилия одно-

стороннего магнитного притяжения от величины эксцентриситета

$$F_{\varepsilon_x} = \frac{(Iw)^2}{2} \frac{\mu_0 \pi d h_{\Pi}}{\sqrt{\Delta^2 - \varepsilon_x^2}} \cdot \frac{\varepsilon_x}{\Delta^2 - \varepsilon_x^2}, \quad (4.1)$$

где Iw - намагничивающая сила, зависящая от количества витков обмотки катушки и протекающего по виткам тока.

Выражая магнитный поток Φ_{ε_x} нерабочего зазора и индукцию в его сечении B_{ε_x} через значение намагничивающей силы

$$\Phi_{\varepsilon_x} = Iw \Lambda_{\varepsilon_x} = \frac{Iw \mu_0 \pi d h_{\Pi}}{\sqrt{\Delta^2 - \varepsilon_x^2}},$$

$$B_{\varepsilon_x} = \frac{4\Phi_{\varepsilon_x}}{\pi d^2} = \frac{4Iw \mu_0 h_{\Pi}}{d \sqrt{\Delta^2 - \varepsilon_x^2}},$$

и подставив в (4.1), предварительно выразив значение намагничивающей силы, получим [114]

$$F_{\varepsilon_x} = \frac{\Phi_{\varepsilon_x}^2}{2\mu_0 \pi d h_{\Pi}} \cdot \frac{\varepsilon_x}{\sqrt{\Delta^2 - \varepsilon_x^2}}, \quad (4.2)$$

$$F_{\varepsilon_x} = \frac{B_{\varepsilon_x}^2 d^3 \pi}{32\mu_0 h_{\Pi}} \cdot \frac{\varepsilon_x}{\sqrt{\Delta^2 - \varepsilon_x^2}}. \quad (4.3)$$

Таким образом, для определения силы одностороннего магнитного притяжения можно воспользоваться одним из приведенных выражений (4.1) – (4.3), которые являются идентичными.

При условии равенства сечений по магнитному потоку $h_{\Pi} = d/4$ на основании имеющихся (4.1) – (4.3) формул можно использовать одно из следующих выражений:

$$F_{\varepsilon_x} = \frac{(Iw)^2}{8} \frac{\mu_0 \pi d^2}{\sqrt{\Delta^2 - \varepsilon_x^2}} \cdot \frac{\varepsilon_x}{\Delta^2 - \varepsilon_x^2};$$

$$F_{\varepsilon_x} = \frac{2\Phi_{\varepsilon_x}^2}{\mu_0 \pi d^2} \cdot \frac{\varepsilon_x}{\sqrt{\Delta^2 - \varepsilon_x^2}},$$

$$F_{\varepsilon_x} = \frac{B_{\varepsilon_x}^2 d^2 \pi}{8\mu_0} \cdot \frac{\varepsilon_x}{\sqrt{\Delta^2 - \varepsilon_x^2}}$$

Проверка точности расчета по выражению (4.3) выполнялась посредством сравнения с результатами численного эксперимента с помощью конечно-элементного моделирования магнитного поля в программе FEMM [106, 112].

В качестве объекта для оценки расчета рассматривается область нерабочего воздушного зазора, образованного между цилиндрической поверхностью ферромагнитного бойка и охватывающей его поверхностью отверстия неподвижного полюса, с размерами расчетной области (рисунок 4.7): $d = 28,8$ мм; $\Delta = 0,7$ мм; $h_{\text{П}} = 7,5$ мм в заданном диапазоне изменения эксцентриситета $\epsilon_x = 0,1 \dots 0,6$ мм. В этом случае величина $2(\Delta^2 - \epsilon_x^2)/d^2 = (0,31 \dots 1,2) \cdot 10^{-3}$, что намного меньше единицы.

Поскольку конструкция электромагнитного двигателя – цилиндрические тела с одним центром относительно его оси симметрии, то при осесимметричной постановке задачи решение возможно только в случае $\epsilon_x = 0$.

В этой связи весь расчет и построение картины линий магнитного потока производились в стационарном плоскопараллельном магнитном поле.

При выполнении численного эксперимента из-за сложности реализации необходимой модели рассматривался её альтернативный вариант, ограниченный только областью нерабочего зазора и образующих его торцевых цилиндрических поверхностей бойка и неподвижного полюса. Построение такой модели и методика проведения численного эксперимента подробно изложена в [208].

Расчет радиальной силы одностороннего притяжения в заданном диапазоне изменения эксцентриситета для различных положений сердечника бойка осуществлялся через интегральные характеристики поля в режиме параметров блока по средневзвешенному тензору натяжения.

Результаты расчета радиального усилия по выражению (4.3) и сравнение их с результатами моделирования в заданном диапазоне изменения эксцентриситета для различных положений сердечника бойка приведены в таблице 4.1.

Хорошее соответствие приведенных в таблице 4.1 результатов отражает достаточную точность при использовании приведенных соотношений.

Учитывая факт того, что при выводе (4.1) – (4.3) авторами [114] было использовано упрощенное выражение магнитной проводимости, то точность полученных таким образом решений зависит от установленных соотношений размеров и взаимного

расположения некоаксиальных ферромагнитных поверхностей. При неудачном соотношении размеров это может приводить к серьезным ошибкам в определении радиальных сил магнитного притяжения.

Таблица 4.1 – Результаты расчета усилия одностороннего притяжения

Эксцентриситет ϵ_x , $\text{м} \cdot 10^{-3}$	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6
Радиальное усилие (аналитический расчет), Н	7,27	14,9	23,9	35,1	51,4	83,9
Радиальное усилие (численный эксперимент), Н	6,97	14,6	23,7	35,7	52,6	51,4
Относительная погрешность вычислений, о.е.	0,041	0,02	0,008	0,017	0,023	0,387

Для устранения данного недостатка следует воспользоваться точным решением для проводимости, которая в соответствии с рисунком 4.7 может быть представлена в виде [114, 209]:

$$\Lambda_{\epsilon_x} = \frac{2\pi\mu_0 h_1}{\ln \left[a - b\epsilon_x^2 + \sqrt{(a - b\epsilon_x^2)^2 - 1} \right]}, \quad (4.4)$$

где $a = \frac{r_1^2 + r_2^2}{2r_1 r_2}$; $b = \frac{1}{2r_1 r_2}$.

Тогда производная проводимости по величине эксцентриситета

$$\frac{d\Lambda_{\epsilon_x}}{d\epsilon} = \frac{4\pi\mu_0 b h_{\Pi} \epsilon_x}{\ln \left[\lambda(\epsilon_x) + \sqrt{[\lambda(\epsilon_x)]^2 - 1} \right]^2 \sqrt{[\lambda(\epsilon_x)]^2 - 1}}, \quad (4.5)$$

где $\lambda(\epsilon_x) = a - b\epsilon_x^2$.

С учетом выражения для производной проводимости (4.5) усилие одностороннего магнитного притяжения запишется в виде

$$F_{\epsilon_x} = (Iw)^2 \frac{2\pi\mu_0 \epsilon_x b h_{\Pi}}{\ln \left[\lambda(\epsilon_x) + \sqrt{[\lambda(\epsilon_x)]^2 - 1} \right]^2 \sqrt{[\lambda(\epsilon_x)]^2 - 1}}. \quad (4.6)$$

Величина магнитного потока Φ_{ϵ_x} нерабочего зазора и магнитная индукция в его сечении B_{ϵ_x} с учетом (4.4):

$$\Phi_{\varepsilon_x} = (Iw)\Lambda_{\varepsilon_x} = \frac{(Iw)2\pi\mu_0 h_{\Pi}}{\ln\left[\lambda(\varepsilon_x) + \sqrt{[\lambda(\varepsilon_x)]^2 - 1}\right]}, \quad (4.7)$$

$$B_{\varepsilon_x} = \frac{\Phi_{\varepsilon_x}}{2\pi r_1 h_{\Pi}} = \frac{(Iw)\mu_0}{r_1 \ln\left[\lambda(\varepsilon_x) + \sqrt{[\lambda(\varepsilon_x)]^2 - 1}\right]}, \quad (4.8)$$

Предварительно выразив величину намагничивающей силы из (4.7) и (4.8) и подставив в (4.6), также получим:

$$F_{\varepsilon_x} = \frac{\Phi_{\varepsilon_x}^2 \varepsilon_x b}{2\pi\mu_0 h_{\Pi} \sqrt{[\lambda(\varepsilon_x)]^2 - 1}}. \quad (4.9)$$

$$F_{\varepsilon_x} = \frac{\pi B_{\varepsilon_x}^2 r_1 \varepsilon_x h_{\Pi}}{\mu_0 r_2 \sqrt{[\lambda(\varepsilon_x)]^2 - 1}}, \quad (4.10)$$

Полученные выражения (4.6), (4.9) и (4.10) являются точным решением для определения силы одностороннего магнитного притяжения, и в отличие от (4.1) – (4.3), погрешность получаемых решений не зависит от установленных соотношений размеров и величины эксцентриситета [208].

В качестве примера в таблице 4.2 приведены значения относительной погрешности при определении силы одностороннего притяжения по формуле (4.3) и при точном решении по формуле (4.10) в зависимости от величины $2(\Delta^2 - \varepsilon_x^2)/d^2$ для значений $r_2 = 50$ мм, $r_1 = 38...49$ мм, $\varepsilon_x = 0,5$ мм (рисунок 4.7).

Таблица 4.2 – Относительная погрешность вычисления

$2(\Delta^2 - \varepsilon_x^2)/d^2$	$1,56 \cdot 10^{-4}$	$1,98 \cdot 10^{-4}$	$6,11 \cdot 10^{-3}$	0,013	0,024	0,05
$\frac{F_{\varepsilon_x}^{(4.3)} - F_{\varepsilon_x}^{(4.10)}}{F_{\varepsilon_x}^{(4.10)}} \cdot 100\%$	1,0	3,09	5,26	7,53	9,89	13,63

Из таблицы 4.2 следует, что при значениях $2(\Delta^2 - \varepsilon_x^2)/d^2 \ll 1$ расчет по формулам (4.3) и (4.10) практически совпадает. Относительная погрешность расчета силы одностороннего притяжения по формуле (4.3) возрастает с увеличением отношения $2(\Delta^2 - \varepsilon_x^2)/d^2$. При этом с ростом указанного отношения расчет по формуле (4.3) завышает значения усилий одностороннего притяжения.

4.3 Учет аналогов механических характеристик моделей

4.3.1 Процессы рассеяния энергии в режиме свободных колебаний механической системы

Для повышения точности построения динамических моделей соответствующим образом должны быть отражены аналоги механических характеристик, противодействующих движению и согласующих пространственные координаты положения бойка в процессе движения. В особенности это касается учета процессов, связанных с рассеянием энергии, как за счет собственных демпфирующих свойств упругих связей, зависящих от скорости движения, так и за счет сил сухого трения, зависящих от координаты положения [210–212].

Точный учет аналогов характеристик модели, определяющих потери энергии, возможен из предварительной оценки некоторых интегральных характеристик сил сопротивления движению при помощи физического эксперимента. В первую очередь этой оценке подвергаются силы трения скольжения (сухого трения) и вязкого трения. На рис. 4.8, а представлена обобщенная динамическая модель электромагнитной колебательной системы с безынерционным упругим звеном, содержащая в своем составе катушку 1 с намагничивающимся сердечником 2, боек массой m_1 и присоединенную массу m_2 . Под действием периодической электромагнитной силы $f_{\text{ЭМ}}$ масса m_1 , а вместе с ней присоединенная масса m_2 совершают вынужденные колебания.

Расчетная схема механической системы при наличии периодической вынуждающей силы представлена на рис. 4.8, б.

В режиме свободных затухающих колебаний при $f_{\text{ЭМ}} = 0$ движение масс будет удовлетворять уравнению

$$m \frac{d^2 x}{dt^2} + b_0 \frac{dx}{dt} + kx + f_{\text{ТР}} \operatorname{sign} \frac{dx}{dt} = 0, \quad (4.11)$$

где $m = m_1 + m_2$, k – коэффициент жесткости упругой связи; b_0 – коэффициент вязкого трения упругих связей.

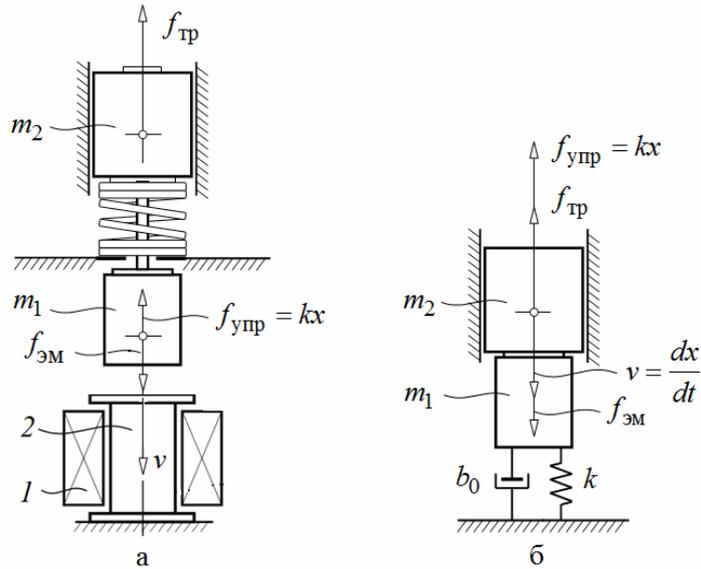


Рисунок 4.8 – Обобщенная динамическая модель ЭМКС с потерями энергии: а – принципиальная схема модели; б – расчётная схема замещения механической системы

Детализированная структурная схема по учету механических свойств модели, выполненная в Matlab Simulink в соответствии с уравнением (4.11), приведена в виде подсистемы на рисунке 4.9.

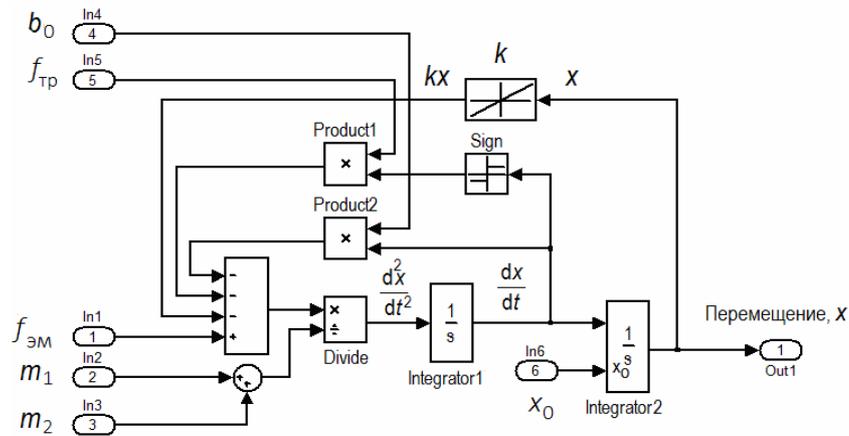


Рисунок 4.9 – Детализированная структурная схема подсистемы учета механических свойств модели

В соответствии с уравнением (4.11) на рисунке 4.10 представлены: идеализированный характер процесса затухания колебаний: от действия только сил трения скольжения в случае $b_0 = 0$ (рисунок 4.10, а), от действия только сил вязкого трения в случае $f_{тр} = 0$ (рисунок 4.10, б), под действием сил вязкого трения и сил трения скольжения (рисунок 4.10, в).

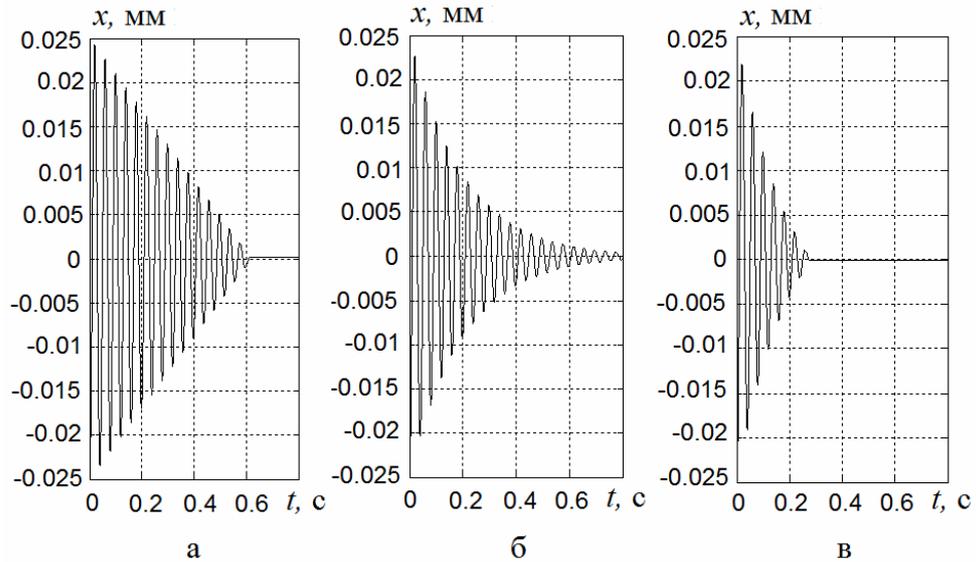


Рисунок 4.10 – Осциллограммы затухающих колебаний механической системы для $k = 12500 \text{ Н/м}$; $m = 0,5 \text{ кг}$; $x_0 = 0,025 \text{ м}$: а – $b_0 = 0$; $f_{\text{тр}} = 10 \text{ Н}$;

$$\text{б} - b_0 = 5 \text{ кг/с}; f_{\text{тр}} = 0; \text{в} - b_0 = 5 \text{ кг/с}; f_{\text{тр}} = 10 \text{ Н}$$

В случае сухого трения скольжения, пока система находится в движении, величина силы практически постоянна, а ее направление противоположно скорости. В соответствии с характеристикой сила трения скольжения постоянна по модулю и не зависит от скорости. При затухающем процессе под действием только силы сухого трения максимальные отклонения колебаний убывают по линейному закону (рисунок 4.10, а).

Под влиянием силы сухого трения отклонение массы m от положения ее статического равновесия будет составлять величину $a_0 = \frac{f_{\text{тр}}}{k}$.

Следовательно, за один период колебания (рис. 4.10, а), наблюдается уменьшение максимальной амплитуды по абсолютной величине, равное

$$A_{k+1} = A_k - 4a_0,$$

где A_k, A_{k+1} – амплитуда ординат $x(t)$, отстоящих друг от друга на величину периода колебаний T .

Экспоненциальный характер затухающих колебаний (рисунок 4.10, б) обусловлен тем, что сила вязкого трения пропорциональна скорости.

В рамках идеализированной модели колебательной системы и учета только одним из преобладающих видов трения расчет процесса затухания может существенно

отличаться от процесса затухания в реальных физических системах, где сухое трение скольжения всегда в большей или меньшей степени сопровождается вязким трением.

График затухающих колебаний под действием сил вязкого трения и сил трения скольжения приведен на рисунке 4.10, в.

Определение параметров связей от действия сил вязкого трения может быть установлено экспериментально на основе исследования затухающего колебательного процесса. При определенных условиях ($f_{\text{тр}} = 0$) примером системы, работающей в условиях только вязкого трения, может служить механическая система, рассмотренная на рисунке 4.8. В такой системе процесс рассеяния (поглощения) энергии происходит только за счет диссипативных сил упругих связей.

Если смещение массы движущихся частей $m = m_1 + m_2$, совершающей свободные колебания, отсчитывать от положения ее статического равновесия, то дифференциальное уравнение движения в рассматриваемом случае

$$m \frac{d^2 x}{dt^2} + b_0 \frac{dx}{dt} + kx = 0$$

или

$$\frac{d^2 x}{dt^2} + 2\delta \frac{dx}{dt} + \omega_0^2 x = 0, \quad (4.12)$$

где $\delta = \frac{b_0}{2m}$ – коэффициент затухания; $\omega_0^2 = \frac{k}{m}$ – квадрат частоты собственных колебаний системы без потерь энергии.

Характеристическое уравнение (4.12) и его решение известны [211]

$$p^2 + 2\delta p + \omega_0^2 = 0; \quad p = -\alpha \pm j\sqrt{\alpha^2 - \omega_0^2}.$$

Окончательно решение уравнения (4.12) будет определяться известным выражением затухающего процесса

$$x = A_0 e^{-\delta t} \cos(\omega_1 t + \varphi),$$

где $\omega_1 = \sqrt{\omega_0^2 - \delta^2}$ – угловая частота затухающих колебаний системы с потерями энергии; A_0 – амплитуда колебаний в момент $t = 0$; φ – начальная фаза колебаний.

Имея экспериментальную кривую затухающего процесса, можно определить параметры ω_1 , δ и, следовательно, b_0 . Определив период колебаний T , найдем час-

тому $\omega_1 = \frac{2\pi}{T}$. Через отношение двух последовательных амплитуд, отстоящих друг от друга на величину периода, определится декремент затухания, который связан с коэффициентом затухания соотношением

$$\Delta = \frac{A_k}{A_{k+1}} = e^{\delta T}. \quad (4.13)$$

Согласно (4.13) коэффициент затухания $\delta = \frac{1}{T} \ln \Delta$. С учетом того, что $\delta = \frac{b_0}{2m}$, коэффициент вязкого трения упругих связей

$$b_0 = \frac{2m}{T} \ln \Delta \quad (4.14)$$

Если в экспериментальной системе (рисунок 4.8, а) процесс рассеяния энергии одновременно происходит за счет собственных демпфирующих свойств упругой связи безынерционного звена и силы сухого трения, то для определения параметров связей можно воспользоваться приближенным решением.

Под влиянием только сухого трения ($b_0 = 0$) за период колебаний отклонение массы уменьшается по абсолютной величине на $4a_0$. Тогда, учитывая наличие сухого трения

$$b_0^* = \frac{2m}{T} \ln \frac{A_k}{A_{k+1} + 4a_0}. \quad (4.15)$$

В качестве примера на рисунке 4.11, а, приведено приближенное решение для коэффициента вязкого трения с использованием уравнения (4.15) по результатам обработки осциллограмм затухающих колебаний механической системы (рисунок 4.8).

Ошибка в определении b_0^* в зависимости от силы сухого трения приведена на рисунке 4.11, б. Погрешность вычислений при использовании приближенного решения по уравнению (4.15) не превышает 20%.

Таким образом, точность при динамических расчетах в существенной степени зависит от точности воспроизведения математических аналогов механических характеристик. В особенности это касается учета процессов, связанных с рассеянием энергии, как за счет собственных демпфирующих свойств отдельных звеньев и упругих связей, зависящих от скорости движения, так и за счет сил сухого трения.

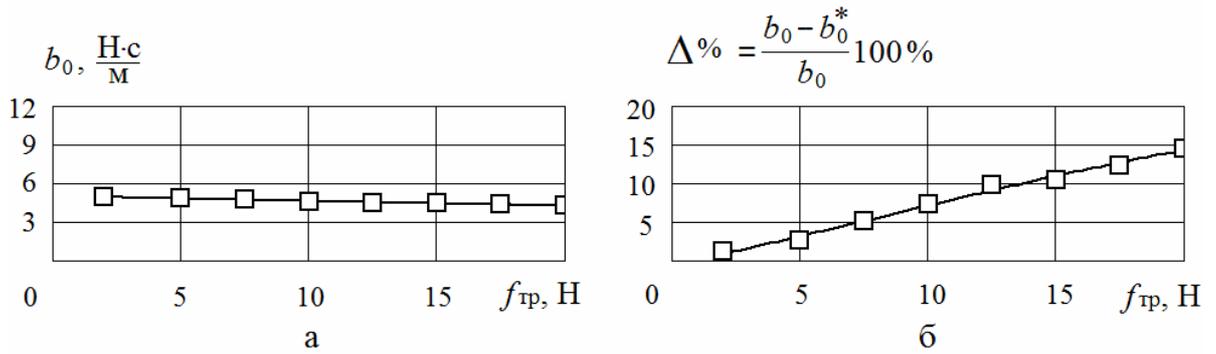


Рисунок 4.11 – Результаты приближенного решения для b_0

при наличии сухого трения: а – абсолютное значение показателя;

б – относительная погрешность вычислений

Приближенное решение рассмотрено при следующих параметрах механической системы: $m = 0,5$ кг ; $k = 12500$ Н/м ; $b_0 = 5,0$ Н · с/м ; $f_{\text{тр}} = 2 \dots 20$ Н .

При приближенном характере учета сил сопротивления движению или учета только преобладающих сил решение задачи может существенно отличаться от процессов в реальных физических системах и иметь скорее качественные, чем количественные результаты.

Для повышения точности при составлении динамической модели учет параметров упругих связей целесообразно определять экспериментально на основе исследования затухающих колебаний реальной механической системы, в которой процесс рассеяния энергии происходит только за счет собственных демпфирующих свойств упругих связей.

При участии в процессе рассеяния энергии сил сухого трения для определения параметров упругих связей следует воспользоваться приближенным решением. В этом случае погрешность в определении параметров связей не превышает 20 % .

4.3.2 Процессы при ударном взаимодействии импульсов сил

в механической системе

Количество энергии, переданной в деформируемую среду, и энергии, возвращенной обратно в механическую систему, зависит, прежде всего, от свойств среды, параметров ударной системы и параметров импульса сил, воздействующих на среду [19]. Полагаем, что сопротивление среды, оказываемое перемещению рабочего инст-

румента, зависит от жесткости и демпфирующих свойств введенных упругих связей, а эффективность передачи энергии в эту среду определяется только параметрами элементов ударной системы.

Эффективность передачи энергии в деформируемую среду и оценку влияния различных параметров ударной системы СЭМУД рассмотрим на примере расчетной схемы ударного взаимодействия бойка и рабочего инструмента, представленной на рисунке 4.12.

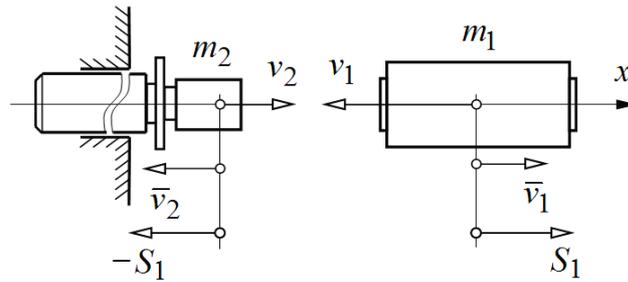


Рисунок 4.12 – Расчетная схема ударного взаимодействия бойка и рабочего инструмента

Разделяя процесс при прямом центральном ударе двух тел (рисунок 4.12) на две стадии в момент и после удара, можно получить скорости центра масс бойка и рабочего инструмента в конце частично упругого удара [213]:

$$\begin{cases} \bar{v}_1 = \bar{v} + k_B (\bar{v} - v_1), \\ \bar{v}_2 = \bar{v} + k_B (\bar{v} - v_2), \end{cases} \quad (4.16)$$

где v_1, v_2 – скорости центра масс бойка и рабочего инструмента до удара; \bar{v}_1, \bar{v}_2 – скорости центра масс бойка и рабочего инструмента по окончании удара; \bar{v} – скорость центра масс абсолютно неупругого удара; k_B – коэффициент восстановления скорости.

Скорость центра масс в абсолютно неупругом ударе получим на основании закона сохранения импульса

$$\bar{v} = \frac{m_1 v_1 + m_2 v_2}{m_1 + m_2}. \quad (4.17)$$

Полагая, что в механической системе на момент удара скорость рабочего инструмента $v_2 \approx 0$, то скорость центра масс тел после окончания удара, принимая во внимание (4.16) и (4.17),

$$\begin{cases} \bar{v}_1 = v_1 \frac{m_2}{m_1 + m_2} \left(\frac{m_1}{m_2} - k_B \right), \\ \bar{v}_2 = v_1 \frac{m_1}{m_1 + m_2} (1 + k_B). \end{cases} \quad (4.18)$$

Направление движения бойка при ударе изменяется на противоположное. Следовательно, скорость бойка при отскоке от рабочего инструмента $\bar{v}_1 \leq 0$.

Коэффициент отскока бойка, зависящий от параметров ударной системы, учитывая знак скорости

$$k_{от} = \frac{-\bar{v}_1}{v_1} = \frac{m_2}{m_1 + m_2} \left(k_B - \frac{m_1}{m_2} \right). \quad (4.19)$$

Ударный импульс взаимных реакций тел за весь период упругого удара

$$S_1 = (1 + k_B) S_I = (1 + k_B) \frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2} v_1,$$

где S_I – ударный импульс первой фазы удара.

Средняя величина импульсов сил в результате взаимодействия бойка и рабочего инструмента в конце частично упругого удара:

$$N_1 = \frac{m_1 \bar{v}_1}{\tau_{и}}; \quad N_2 = \frac{m_2 \bar{v}_2}{\tau_{и}},$$

где $\tau_{и}$ – время действия импульса силы.

Влияние параметров ударной системы с потерями кинетической энергии на деформацию в виде зависимости $k_{от} = f(m_1/m_2, k_B)$ рассмотрено на диаграмме, приведенной на рисунке 4.13, отражающей относительную величину скорости бойка после удара (скорости отскока) по отношению к скорости бойка перед ударом.

Кинетическая энергия, возвращаемая в механическую систему при отскоке бойка

$$T_1 = \frac{m_1 \bar{v}_1^2}{2} = \frac{m_1 v_1^2}{2} \left[\frac{m_2}{m_1 + m_2} \left(k_B - \frac{m_1}{m_2} \right) \right]^2.$$

Полезная работа, совершаемая СЭМУД, имеет импульсный характер и при фиксированном коэффициенте восстановления может быть оценена кинетической энергией бойка, переходящей рабочему инструменту при ударе

$$T_2 = \frac{m_2 \bar{v}_2^2}{2} = \frac{m_2 v_1^2}{2} \left[\frac{m_1}{m_1 + m_2} (1 + k_B) \right]^2.$$

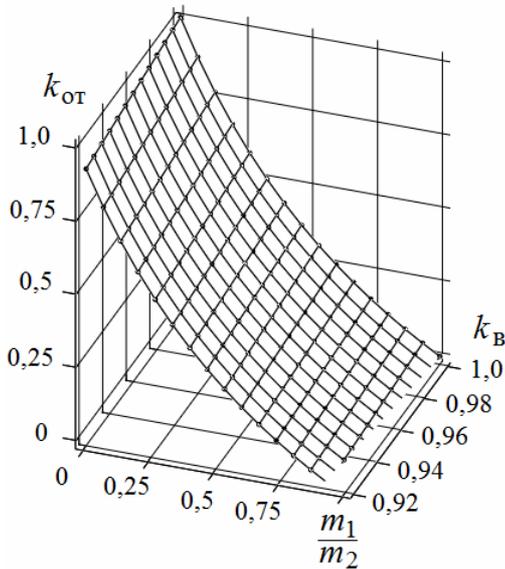


Рисунок 4.13 – Зависимость

$$k_{OT} = f(m_1/m_2, k_B)$$

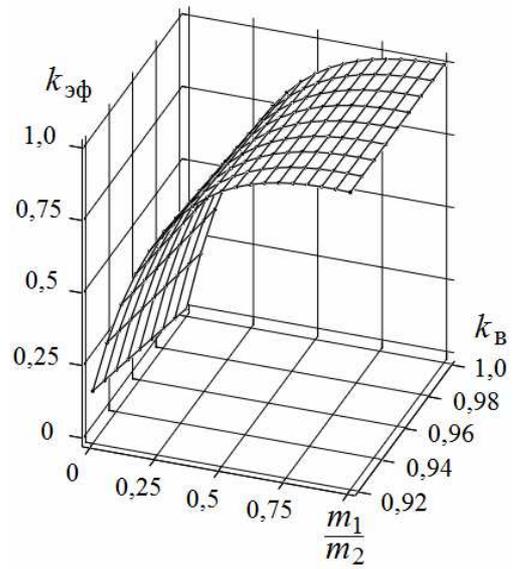


Рисунок 4.14 – Зависимость

$$k_{ЭФ} = f(m_1/m_2, k_B)$$

При этом потери кинетической энергии при ударе на деформацию тел составят

$$\Delta T = T - T_1 - T_2 = \frac{m_1 v_1^2}{2} \left[1 - k_{OT}^2 - \left[\frac{m_2^2}{(m_1 + m_2) m_1} (1 + k_B) \right]^2 \right],$$

где $T = \frac{m_1 v_1^2}{2}$ – кинетическая энергия бойка перед ударом.

Коэффициент эффективности передачи энергии удара при учете потерь кинетической энергии на деформацию тел

$$k_{ЭФ} = \frac{T - T_1}{T} = 1 - \left[\frac{m_2}{m_1 + m_2} \left(k_B - \frac{m_1}{m_2} \right) \right]^2. \quad (4.20)$$

Зависимость $k_{ЭФ} = f(m_1/m_2, k_B)$ по выражению (4.20), отражающая относительную величину энергии, переданной в деформируемую среду по отношению к полной кинетической энергии бойка за время рабочего цикла, приведена на диаграмме представленной, на рисунке 4.14.

Аналогичные ударные взаимодействия испытывают СЭМУД с инерционным упругим реверсом бойка [62, 192]. Расчетная схема механической ударной системы с инерционным упругим реверсом бойка представлена на рисунке 4.15.

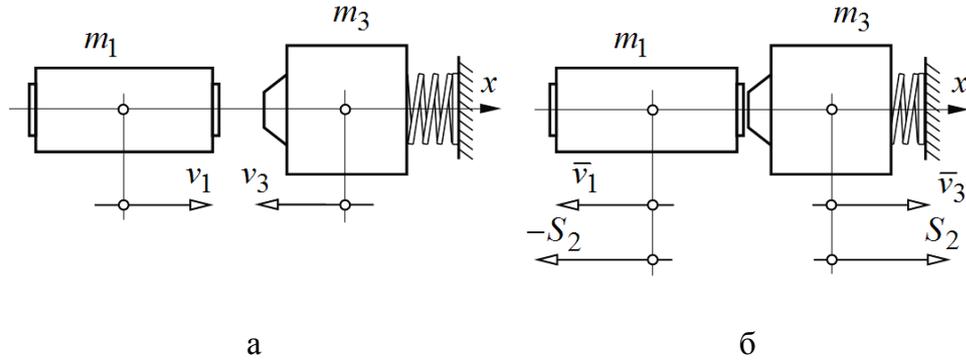


Рисунок 4.15 – Расчетная схема ударной системы с инерционным реверсом:

а – скорости центров масс в начале удара;

б – скорости центров масс в конце частично упругого удара

Ударная масса бойка m_1 совершает возвратно-поступательные движения и периодически взаимодействует с инерционным преобразователем массой m_3 . При работе направление движения инерционного преобразователя находится в противофазе относительно движения бойка (рисунок 4.15). При энергообмене ударом кинетическая энергия инерционной массы m_3 переходит в потенциальную энергию при сжатии упругого звена и затем в кинетическую энергию на встречном ходе.

Учитывая упругие и диссипативные свойства материала, полагаем, что в процессе удара изменяются физические свойства массы тел, вызванные деформацией и неполным восстановлением их объемов. Проекция скоростей центров масс в конце частично упругого удара (рисунок 4.15, б)

$$\bar{v}_1 = \bar{v} + k_B (\bar{v} - v_1) = \bar{v} (1 + k_B) - k_B v_1; \quad (4.21)$$

$$\bar{v}_3 = \bar{v} + k_B (\bar{v} - v_3) = \bar{v} (1 + k_B) - k_B v_3, \quad (4.22)$$

где v_1, v_3 – скорости центра масс бойка и инерционного преобразователя в начале удара; \bar{v}_1, \bar{v}_3 – скорости центра масс бойка и инерционного преобразователя в конце упругого удара; \bar{v} – общая скорость центра масс абсолютно неупругого удара; k_B – коэффициент восстановления скорости ($0 \leq k_B \leq 1$).

Проекция общей скорости центра масс абсолютно неупругого удара

$$\bar{v} = \frac{m_1 v_1 + m_3 v_3}{m_1 + m_3}. \quad (4.23)$$

Решая совместно (4.21), (4.22) и (4.23), получим проекции скоростей центра масс в конце упругого удара через значения скоростей в начале удара

$$\bar{v}_1 = v_1 - (1 + k_B) \frac{m_3}{m_1 + m_3} (v_1 - v_3), \quad (4.24)$$

$$\bar{v}_3 = v_3 + (1 + k_B) \frac{m_1}{m_1 + m_3} (v_1 - v_3), \quad (4.25)$$

Ударный импульс взаимных реакций тел за весь период упругого удара может быть выражен через равенство

$$S_2 = S_I + S_{II} = (1 + k_B) S_I, \quad (4.26)$$

где S_I – ударный импульс первой фазы удара, соответствующий наибольшей деформации тел; S_{II} – ударный импульс второй фазы удара; $k_B = \frac{S_{II}}{S_I}$.

Применяя теорему об изменении количества движения, импульсы ударных сил за время первой фазы удара

$$\begin{cases} m_1 (\bar{v} - v_1) = -S_I; \\ m_2 (\bar{v} - v_3) = S_I, \end{cases} \quad (4.27)$$

На основании равенств (4.23), (4.26) и (4.27) ударный импульс для каждой из соударяющихся масс (рисунок 4.15, б)

$$S_2 = (1 + k_B) \frac{m_1 m_3}{m_1 + m_3} (v_1 - v_3).$$

Средняя величина импульсов сил в результате взаимодействия бойка и инерционного преобразователя в конце упругого удара:

$$N_3 = \frac{m_1 \bar{v}_1}{\tau_{и}}; \quad N_4 = \frac{m_3 \bar{v}_3}{\tau_{и}}.$$

Особый интерес с позиции энергопреобразования представляет приобретаемая кинетическая энергия бойка в процессе энергообмена ударом. Принимая во внимание равенство (4.24) и то, что движение инерционных масс (рисунок 4.15, а) находится в противофазе, кинетическая энергия бойка в конце упругого удара с учетом проекций скоростей составит

$$\bar{T}_1 = \frac{m_1}{2} \left[v_1 - (1 + k_B) \frac{m_3}{m_1 + m_3} (v_1 + v_3) \right]^2.$$

На основании последнего уравнения отношение кинетической энергии бойка в конце упругого удара к кинетической энергии в начале удара можно выразить в виде

$$\frac{\bar{T}_1}{T_1} = \left[1 - \frac{(1 + k_B)}{\frac{m_1}{m_3} + 1} \left(1 + \frac{v_3}{v_1} \right) \right]^2. \quad (4.28)$$

Влияние параметров инерционной ударной системы с потерями кинетической энергии на деформацию по выражения (4.28) для $k_B = 0,9$ рассмотрено на диаграмме, приведенной на рисунке 4.16.

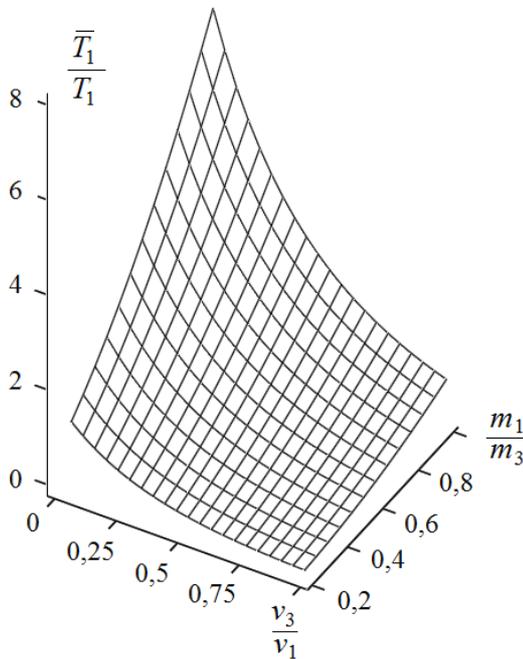


Рисунок 4.16 – Отношение кинетических энергий бойка при энергообмене ударом

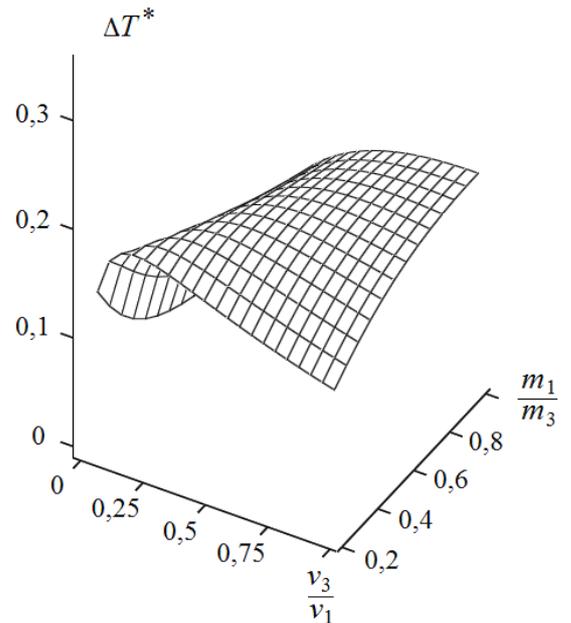


Рисунок 4.17 – Потери кинетической энергии на деформацию тел

Учитывая, что при ударе частично упругих тел закон сохранения энергии не выполняется вследствие деформации, которая сохраняется после удара, то потеря их кинетической энергии составит

$$\Delta T = \left[\frac{m_1 v_1^2}{2} + \frac{m_3 v_3^2}{2} \right] - \left[\frac{m_1 \bar{v}_1^2}{2} + \frac{m_3 \bar{v}_3^2}{2} \right], \quad (4.29)$$

где первые два слагаемых правой части определяют кинетическую энергию соударяющихся масс в начале удара, а вторые слагаемые, соответственно, кинетическую энергию соударяющихся масс в конце удара.

После подстановки (4.24) и (4.25) в выражение (4.29) и его преобразований получим потери кинетической энергии соударяющихся тел, выраженные через скорости, которыми эти тела обладали в начале удара.

$$\Delta T = (1 - k_B^2) \frac{m_1 m_3 (v_1 - v_3)^2}{2(m_1 + m_3)}. \quad (4.30)$$

Приводя (4.30) к безразмерным величинам относительно кинетической энергии соударяющихся масс в начале удара, и предварительно спроецировав скорости, получим

$$\Delta T^* = \frac{(1 - k_B^2) \left(1 + \frac{v_3}{v_1}\right)^2}{\left(\frac{m_1}{m_3} + 1\right) \left[\frac{m_1}{m_3} + \left(\frac{v_3}{v_1}\right)^2\right]}. \quad (4.31)$$

Зависимости потерь кинетической энергии на деформацию от параметров ударной системы по уравнению (4.31) для $k_B = 0,9$ приведены на рисунке 4.17.

4.4 Анализ потерь энергии в стальных элементах конструкции СЭМУД с массивным магнитопроводом

4.4.1 Математическое описание мощности потерь в стали с учетом динамических процессов

Для корректного анализа динамических процессов в СЭМУД используется математическое описание электромагнитных процессов, в рамках которого приходится учитывать потери, возникающие в стальных элементах конструкции массивного магнитопровода. Известные в литературе точные методы анализа потерь мощности от вихревых токов и гистерезиса в стали достаточно сложны, так как большинство из них базируются на численном решении уравнений электромагнитного поля [197–200, 205].

Возникновение данных потерь может приближенно рассматриваться, как действие вторичного короткозамкнутого контура, сцепленного с тем же магнитным потоком, что и намагничивающая обмотка [125, 200, 201].

Основу расчетной модели при таком рассмотрении, как правило, составляют дифференциальные уравнения, полученные для обобщенной модели нелинейной магнитной цепи [125].

В качестве обобщенной модели принята магнитная цепь электромагнитного двигателя с вторичным короткозамкнутым контуром, представленная на рисунке 4.18.

В магнитной цепи (рисунок 4.18), кроме основной обмотки, включена короткозамкнутая обмотка, в которой под воздействием переменного магнитного потока наводится ЭДС, вызывающая ток i_B .

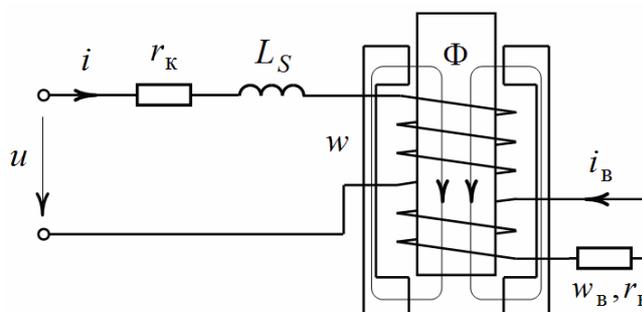


Рисунок 4.18 – Схема замещения магнитной цепи электромагнитного двигателя с массивным магнитопроводом

Магнитодвижущая сила короткозамкнутого контура препятствует изменению основного магнитного потока, замедляя процесс его изменения.

Уравнения электрического и магнитного равновесия при таком представлении описываются системой уравнений, составленных по второму закону Кирхгофа

$$u = i r_k + L_S \frac{di}{dt} + w \frac{d\Phi}{dt}; \quad (4.32)$$

$$i w = \Phi R_M - i_B w_B; \quad (4.33)$$

$$i_B r'_B + w_B \frac{d\Phi}{dt} = 0, \quad (4.34)$$

где $u = U_m \sin \omega t$ – напряжение источника питания; U_m – амплитудное значение напряжения; ω – циклическая частота источника; i, i_B – токи в обмотке катушки и короткозамкнутом контуре; r_k, r'_B – сопротивления катушки и короткозамкнутого кон-

тура, связанного с активными потерями в ферромагнитном сердечнике; w, w_B – число витков катушки и короткозамкнутого контура; Φ – основной магнитный поток; R_M – магнитное сопротивление стального магнитопровода; L_S – индуктивность рассеяния катушки.

Из выражения (4.34) ток короткозамкнутого контура

$$i_B = -\frac{w_B}{r_B} \frac{d\Phi}{dt}$$

и система уравнений электрического и магнитного равновесия (4.32–4.34) принимает вид

$$\begin{cases} u = i r_k + L_S \frac{di}{dt} + w \frac{d\Phi}{dt}, \\ i w = \Phi R_M + \frac{w_B^2}{r_B} \frac{d\Phi}{dt}. \end{cases} \quad (4.35)$$

Используя понятие реактивного магнитного сопротивления [179],

$$x_\mu = \omega \frac{w_B^2}{r_B}, \quad (4.36)$$

в котором величина индуктивности магнитной цепи, введенная для учета потерь энергии в сердечнике, определяется как

$$L_M = \frac{w_B^2}{r_B} \quad (4.37)$$

Приближенное решение для индуктивности магнитной цепи может быть получено из условия равенства потерь в стальном магнитопроводе и потерь в короткозамкнутом контуре при синусоидальном изменении потока

$$P_{ст} = \frac{E_B^2}{r_B}, \quad (4.38)$$

где $E_B = \frac{\omega w_B \Phi_m}{\sqrt{2}}$ – действующее значение ЭДС короткозамкнутого контура; Φ_m – амплитуда магнитного потока.

С учетом (4.36 – 4.38) величина реактивного магнитного сопротивления и индуктивность магнитной цепи приводятся к виду

$$x_{\mu} = \omega \frac{w_B^2}{r_B} = \frac{2 P_{\text{ст}}}{\omega \Phi_m^2}, \quad L_M = \frac{2 P_{\text{ст}}}{\omega^2 \Phi_m^2}.$$

В первом приближении при условии синусоидальности индуктивность магнитной цепи при введении удельных потерь на вихревые токи

$$L_M = \frac{2 P_{\text{ст}}}{\omega^2 \Phi_m^2} = \frac{p_0 \gamma_{\text{ст}} l_{\text{ст}}}{2 \pi^2 f^2 B_m^2 S_{\text{ст}}}, \quad (4.39)$$

где p_0 – величина удельных потерь; $\gamma_{\text{ст}}$ – плотность материала сердечника; $l_{\text{ст}}$, $S_{\text{ст}}$ – длина и сечение сердечника; f – частота питающего источника; B_m – амплитудное значение индукции.

С учетом (4.39) система уравнений электрического и магнитного равновесия (4.35) приводится к виду

$$\begin{cases} u = i r_k + L_S \frac{di}{dt} + w \frac{d\Phi}{dt}, \\ iw = \Phi R_M + \frac{p_0 \gamma_{\text{ст}} l_{\text{ст}}}{2 \pi^2 f^2 B_m^2 S_{\text{ст}}} \frac{d\Phi}{dt}. \end{cases} \quad (4.40)$$

Математическая модель по уравнениям (4.40) позволяет исследовать как переходные режимы, учитывающие потери мощности в массивном магнитопроводе, так и квазиустановившиеся режимы. Один из вариантов детализированной структурной схемы обобщенной модели (4.40) магнитной цепи для расчета электромагнитных процессов может быть представлен в программе Matlab Simulink в виде схемы, изображенной на рисунке 4.19. Алгоритм расчета (4.40) реализован с использованием операций интегрирования.

Нелинейные свойства материала магнитопровода учтены с помощью приближенной аналитической аппроксимации зависимости магнитной индукции от напряженности магнитного поля $B = f(H)$.

При расчетах использовалась аппроксимация арктангенсом, имеющая следующий вид $B(H) = a_1 \arctg(a_2 H)$, где a_1 и a_2 коэффициенты, зависящие от магнитных свойств материала сердечника. Данный вид аппроксимации кривой намагничивания является наиболее точным для зависимости $B(H)$.

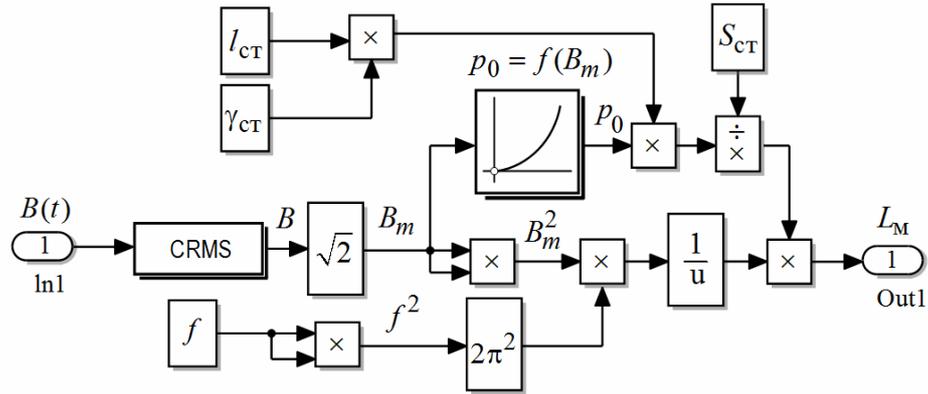


Рисунок 4.21 – Детализированная структурная схема подсистемы «Subsystem-1»

Входной величиной этой подсистемы является вектор индукции магнитного поля. Значение магнитной индуктивности L_M , получаемое на выходе подсистемы (рисунок 4.21), пропорционально потерям от вихревых токов в массивном магнитопроводе.

Нелинейность зависимости удельных потерь $p_0(B)$ в материале магнитопровода от степени его насыщения учтена с помощью блока одномерной таблицы $p_0 = f(B_m)$. Результаты моделирования модели для замкнутой магнитной цепи (рисунок 4.19) в виде переходных графиков тока и магнитного потока при нулевых начальных условиях приведены на рисунке 4.22 и рисунке 4.23.

В примере приняты следующие значения параметров модели: $U_m = 40$ В; $f = 50$ Гц; $r_K = 0,5$ Ом; $L_S = 0,005$ Гн; $w = 200$; $l_{CT} = 0,25$ м; $S_{CT} = 4 \cdot 10^{-4}$ м²; магнитопровод выполнен из стали марки «1212»; удельный вес стали $\gamma_{CT} = 7750$ кг/м³.

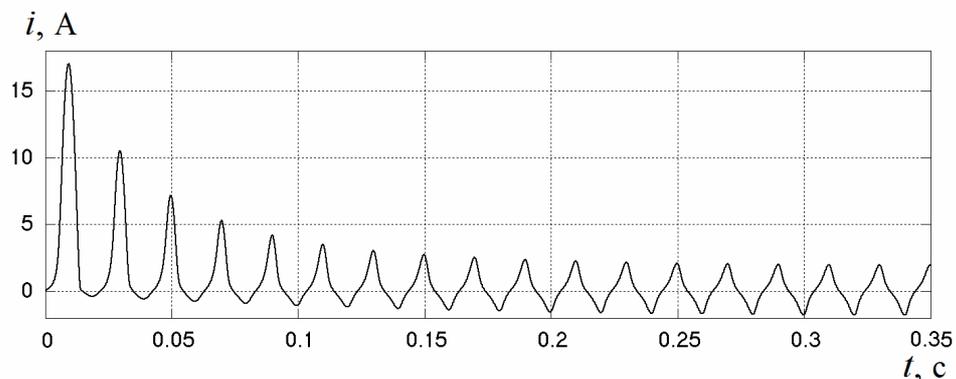


Рисунок 4.22 – Зависимость тока в переходном процессе

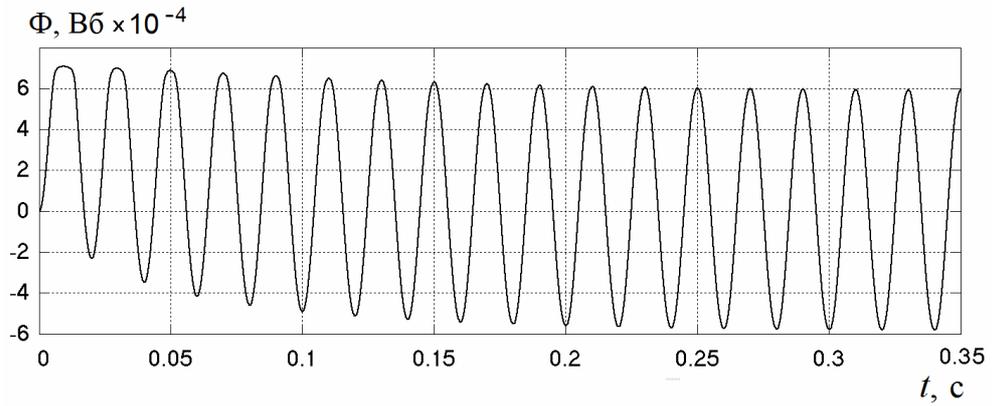


Рисунок 4.23 – Зависимость магнитного потока в переходном процессе

Анализ результатов моделирования показывает, что влияние вихревых токов на форму и величину тока, определяющего намагничивающую силу, становится заметным при индукциях $B > 1\text{Тл}$. Качественное сравнение результатов расчета методами структурного моделирования полностью согласуется с известными результатами физического эксперимента [214].

При упрощении модели (4.40), для случая $L_S = 0$, может быть предложен более устойчивый алгоритм расчета, реализованный с помощью структурной схемы, изображенной на рисунке 4.24.

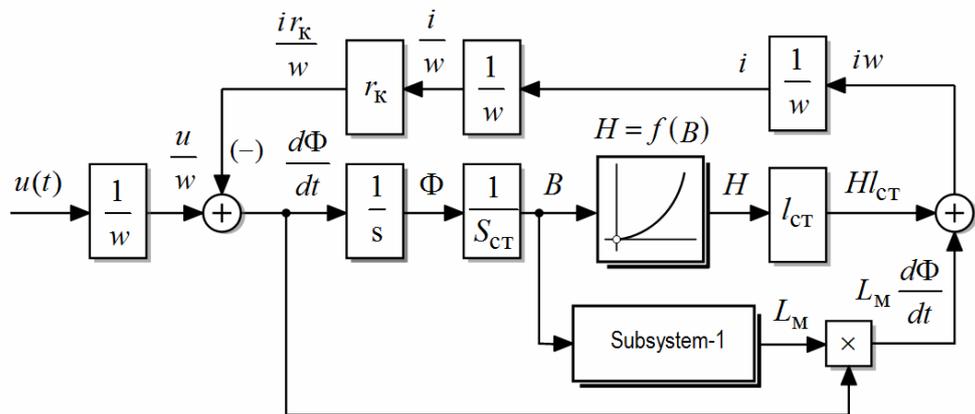


Рисунок 4.24 – Структурная схема упрощенной динамической модели магнитной цепи с массивным магнитопроводом

Реализация алгоритма вычислений в таком варианте не вызывает особых затруднений. В отличие от структурной схемы на рисунке 4.19 нелинейные свойства материала магнитопровода, учтены с помощью блока одномерной таблицы в виде за-

зависимости $H = f(B)$ (рисунок 4.24). При этом полученные временные зависимости для тока и магнитного потока в достаточной степени точности повторяют характер аналогичных зависимостей, рассчитанных по структурной схеме на рисунке 4.19 для случая $L_S \approx 0$.

Реализация алгоритма расчета модели по уравнениям (4.40) с использованием операций дифференцирования представлена на рисунке 4.25.

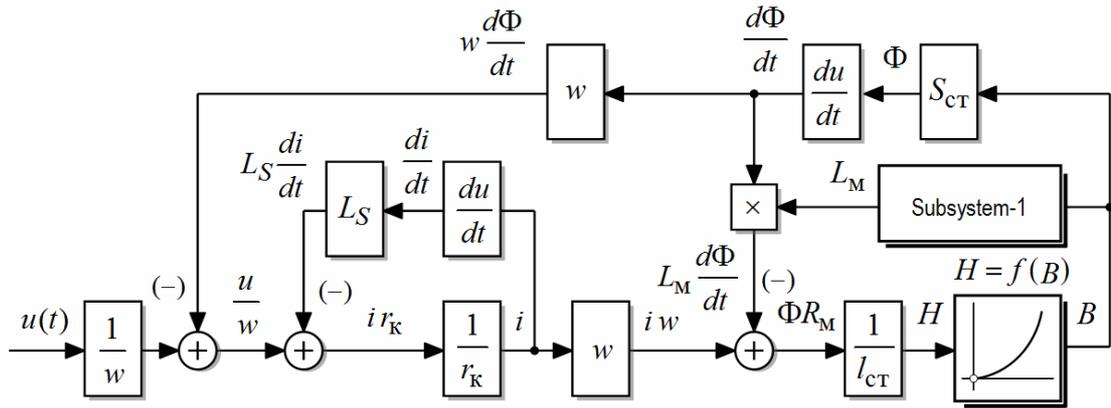


Рисунок 4.25 – Структурная схема динамической модели магнитной цепи с применением операций дифференцирования

Результаты моделирования по данному алгоритму полностью соответствуют переходным графикам, представленным на рисунке 4.22 и рисунке 4.23.

Численные расчеты модели с использованием операций дифференцирования (рисунок 4.25) демонстрировали высокую вычислительную устойчивость предложенного алгоритма.

4.4.2 Сравнение вариантов моделей по учету мощности потерь в стальном магнитопроводе

Математическое описание динамики СЭМУД с определенным родом допущений, относительно процессов в стали, ограничивает возможности в использовании моделей для точного анализа электромагнитных и электромеханических процессов. Важной составляющей точного описания динамических процессов является учет потерь энергии в массивном магнитопроводе.

Другой, не менее важной, составляющей такого учета является возможность в схемной реализации динамических моделей, преимущественным способом расчета которых рассматривается использование аппарата структурного моделирования [195, 215].

Учёт потерь мощности в стальных элементах поясняет схема замещения обобщенной модели магнитной цепи электромагнитного двигателя, приведенная на рисунок 4.26.

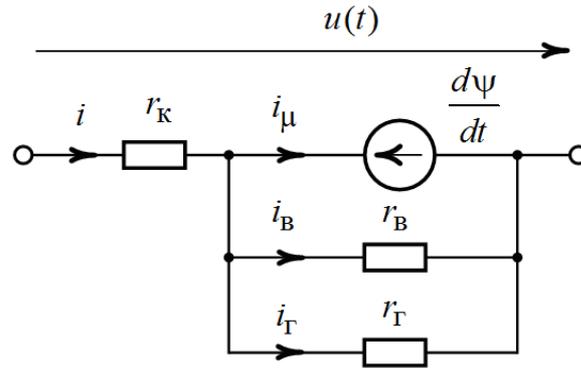


Рисунок 4.26 – Схема замещения обобщенной модели магнитной цепи

В схеме на рисунке 4.26 обозначено: $u(t)$ – напряжение источника, i – ток на входе, i_μ – составляющая тока намагничивания, i_B – составляющая вихревого тока, i_Γ – составляющая тока от гистерезиса, r_k – сопротивление обмотки катушки, r_B – эквивалентное сопротивление контура замыкания вихревых токов, r_Γ – сопротивление, характеризующее потери на гистерезис, $d\psi/dt$ – противо-ЭДС.

Потери мощности в массивном магнитопроводе на вихревые токи и гистерезис в схеме на рисунке 4.26:

$$P_B = \frac{1}{T} \int_0^T i_B^2 r_B dt, \quad P_\Gamma = \frac{1}{T} \int_0^T i_\Gamma^2 r_\Gamma dt.$$

где T – период изменения тока.

При переменной частоте перемангничивания сопротивление контуров вихревых токов r_B практически остается постоянным, а сопротивление, характеризующее гистерезис r_Γ линейно зависит от частоты.

Используя схему замещения цепи (рисунок 4.26), составляющие вихревого тока, тока от гистерезиса и тока на входе катушки

$$i_B = \frac{1}{r_B} [u(t) - ir] = \frac{1}{r_B} \cdot \frac{d\psi}{dt}, \quad (4.41)$$

$$i_T = \frac{1}{r_T} [u(t) - ir] = \frac{1}{r_T} \cdot \frac{d\psi}{dt}, \quad (4.42)$$

$$i(t) = i_\mu + i_B + i_T. \quad (4.43)$$

На основании второго закона Кирхгофа уравнение электрического равновесия цепи

$$u(t) = ir_K + \frac{d\psi(i_\mu, x)}{dt}, \quad (4.44)$$

Полная структурная схема динамической модели обобщенной магнитной цепи (рисунок 4.26), учитывающая потери в стали, в соответствии с уравнениями (4.41) – (4.44), представлена на рисунке 4.27.

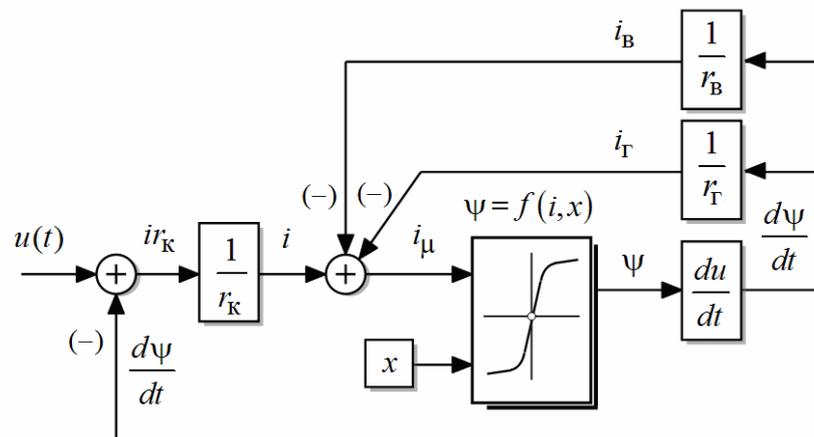


Рисунок 4.27 – Структурная схема динамической модели нелинейной магнитной цепи с потерями

Знание величины r_B и r_T здесь обязательны. Поэтому для обеспечения высокой точности расчетов практическое применение структурной схемы (рисунок 4.27) затруднительно. Наиболее целесообразное применение схема (рисунок 4.27) может найти в задачах параметрического синтеза.

Однако, если потери на гистерезис и вихревые токи при определенной частоте и амплитуде магнитной индукции заранее известны, то имеется возможность в процессе моделирования точно определять величины сопротивлений r_B и r_T для использования при дальнейшем анализе.

При допущении о возможности замены контуров вихревых токов и полной магнитной связи намагничивающей и короткозамкнутой обмотки электрическая и магнитная цепи при таком представлении описываются системой уравнений (4.40) электрического и магнитного равновесия [125, 194]. В случае $L_S = 0$ система (4.40) приводится к виду

$$\begin{cases} u(t) = i r_k + w \frac{d\Phi}{dt}; \\ i w = i_\mu w + L_M \frac{d\Phi}{dt}, \end{cases} \quad (4.45)$$

где $i_\mu w = \Phi R_M$ – намагничивающая сила.

В соответствии с уравнениями (4.45) один из вариантов структурной схемы динамической модели магнитной цепи электромагнитного двигателя представлен на рисунке 4.28. Учет потерь энергии в массивном магнитопроводе осуществляется подсистемой «Subsystem-1» (рисунок 4.21).

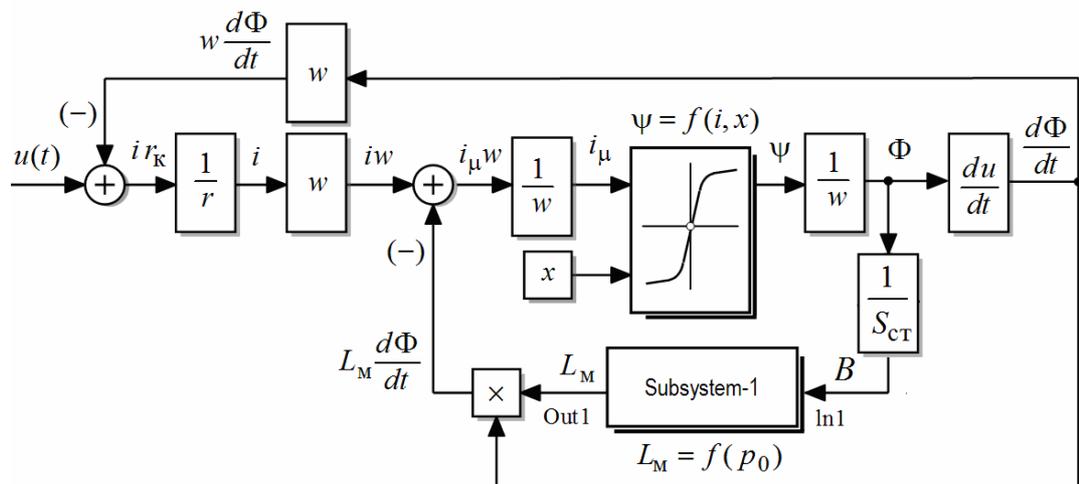


Рисунок 4.28 – Структурная схема динамической модели магнитной цепи с потерями энергии в короткозамкнутом контуре

Основываясь на динамической модели обобщенной магнитной цепи (рисунок 4.26), на рисунке 4.29 рассмотрена структурная схема, отражающая физическую связь параметров электрической и магнитной цепи, основанная на параллельной схеме замещения [216]. Учет потерь энергии в массивном магнитопроводе осуществляется подсистемой «Subsystem-2».

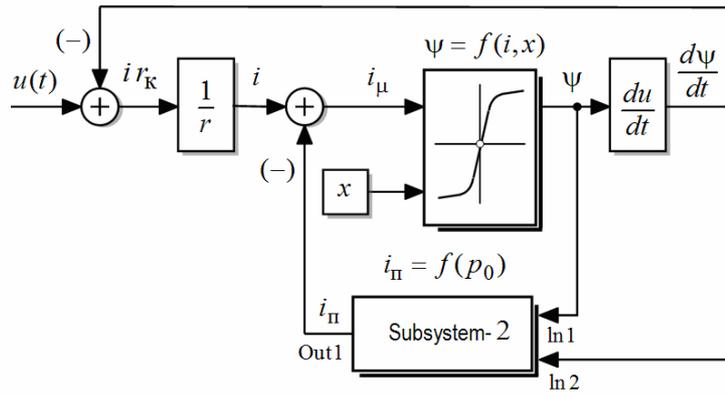


Рисунок 4.29 – Структурная схема динамической модели магнитной цепи с потерями энергии в массивном магнитопроводе

Действующее значение тока в обмотке катушки

$$I = \sqrt{I_{\Pi}^2 + I_{\mu}^2}.$$

где I_{Π} – действующее значение тока потерь, совпадающего по фазе с напряжением, которое непосредственно связано с изменением основного магнитного потока; I_{μ} – действующее значение намагничивающего тока.

Составляющая тока потерь определяется из следующего соотношения

$$I_{\Pi} = \frac{P_{ст}}{E},$$

где $E = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T \left(\frac{d\Psi}{dt} \right)^2 dt}$ – э.д.с., связанная с изменением основного магнитного потока.

Ввиду малости активного сопротивления катушки и сопротивления рассеяния катушки и сопротивления рассеяния напряжение, связанное с изменением основного магнитного потока и находящееся в противофазе с э.д.с., будет незначительно различаться по фазе с напряжением на входе цепи, и это позволяет принять, что ток потерь и напряжение на входе цепи также совпадают по фазе.

При данном допущении один из вариантов детализированной структурной схемы подсистемы «Subsystem-2» по учету потерь энергии в стальном магнитопроводе (рисунок 4.29) приведен на рисунке 4.30.

Расчет потерь энергии в структурной схеме на рисунке 4.30 выполняется относительно основной гармоники магнитного потока, совпадающей по фазе с периодом

напряжения на входе цепи. Выделение сигнала осуществляется с помощью блока $F^{(1)}$ разложением несинусоидальной функции в ряд Фурье (рисунок 4.30).

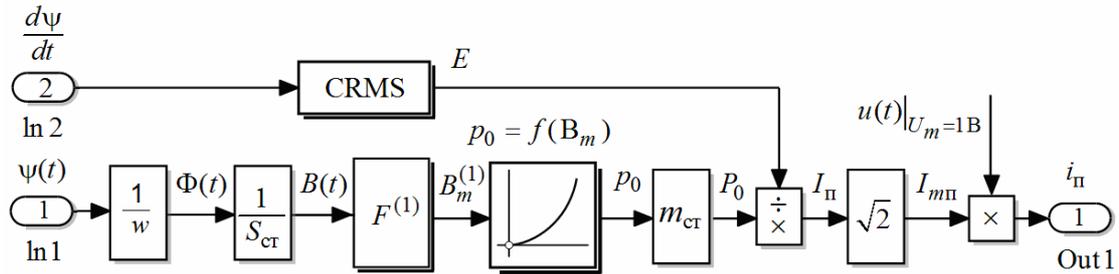


Рисунок 4.30 – Детализированная структурная схема подсистемы «Subsystem–2» (вариант–1)

Достоинством такого построения является отсутствие всякого рода ограничений по форме и симметрии несинусоидальной периодической кривой напряжения на входе преобразователя.

В варианте структурной схемы на рисунке 4.31 действие магнитного потока предлагается рассматривать в виде эквивалентной синусоиды с действующим значением потока, равным действующему значению несинусоидальной функции $\Phi(t)$:

$$\Phi_{\text{ЭКВ}} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T [\Phi(t)]^2 dt} .$$

Данное решение в некоторой степени позволяет учесть влиянием гармоник более высокого порядка и этим скомпенсировать недостатки структурной схемы на рисунке 4.30.

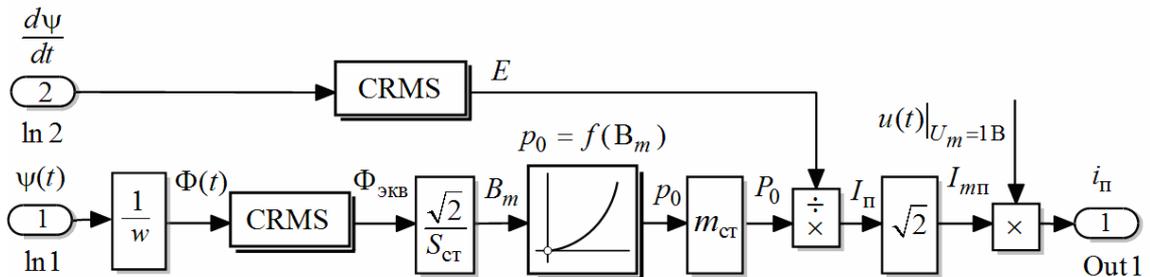


Рисунок 4.31 – Детализированная структурная схема подсистемы «Subsystem–2» (вариант–2)

Однако на использование структурной схемы на рисунке 4.31 имеются ограничения по форме и симметрии кривой входного сигнала, который при разложении в ряд Фурье не должен содержать постоянной составляющей.

Избежать перечисленных недостатков вариантов схем на рисунке 4.30 и рисунке 4.31 позволяет структурная схема, представленная на рисунке 4.32.

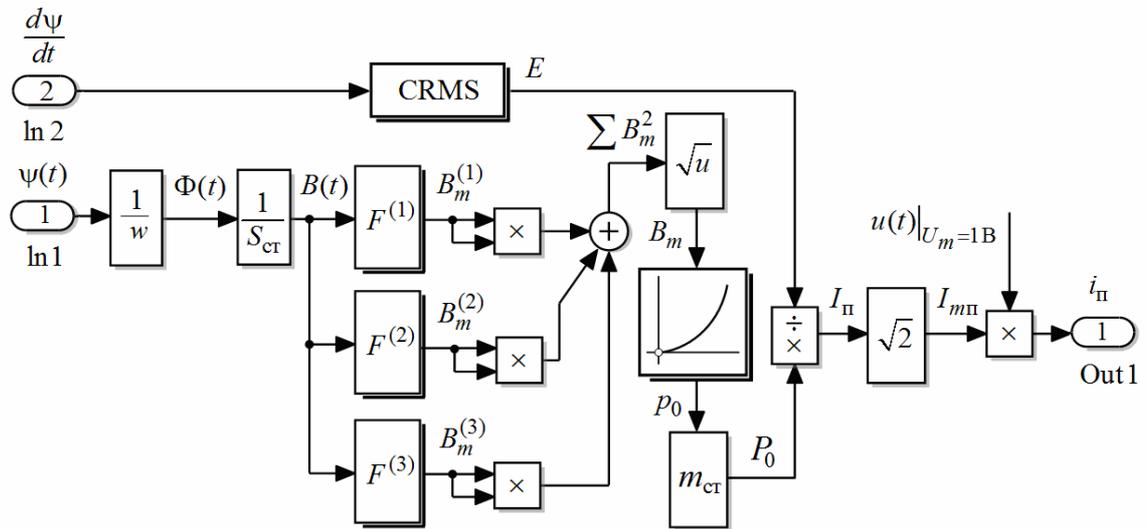


Рисунок 4.32 – Детализированная структурная схема подсистемы «Subsystem–2» (вариант–3)

Учет потерь энергии в стальном магнитопроводе основан на разложении несинусоидальной функции $B(t)$ в ряд Фурье до третьей гармоники включительно. При необходимости учтенный состав гармоник может быть значительно расширен.

Результирующее значение магнитной индукции определяется в виде эквивалентной синусоиды с амплитудным значением, равным

$$B_m = \sqrt{\sum_{k=1}^m [B_m^k]^2}.$$

При известной зависимости удельной мощности потерь от частоты точность расчета потерь в конструкции магнитопровода может быть существенно повышена. В этом случае результирующая удельная мощность потерь от действия отдельных гармонических составляющих магнитной индукции будет определяться по выражению

$$p_0 = \sum_{k=1}^m p_0^{(k)},$$

где $p_0^{(k)}$ – удельная мощность потерь от k -ой гармоники магнитной индукции.

Вариант структурной схемы, учитывающей потери энергии при разложении магнитной индукции в ряд Фурье до третьей гармоники, включительно, приведен на рисунке 4.33.

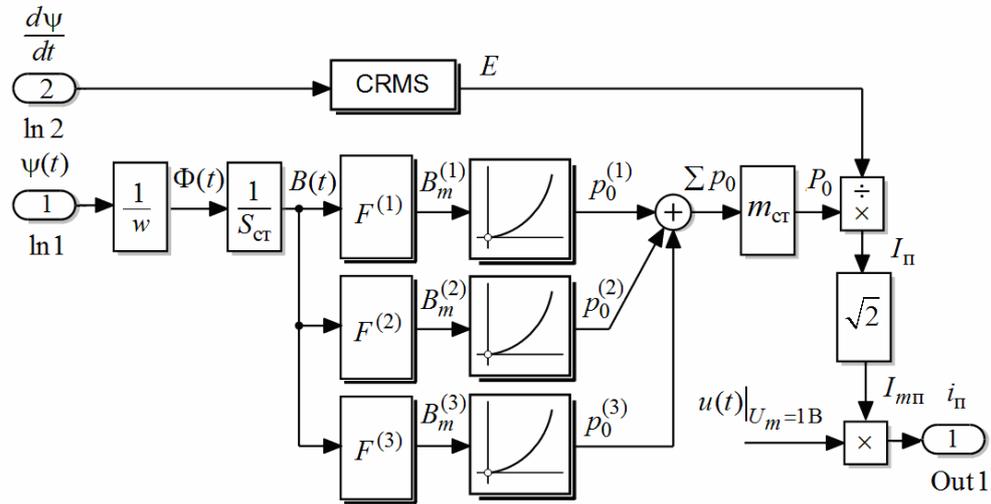


Рисунок 4.33 – Детализированная структурная схема подсистемы «Subsystem-2» (вариант-4)

Для сравнения подходов к расчету магнитных потерь в стальных элементах рассматривалась тестовая модель электромагнитного двигателя с массивным магнитопроводом.

В качестве исходных данных этой модели использовался массив значений опорных точек статических параметров потокоцепления $\psi(i, x)$, полученных с помощью расчета магнитного поля. Задание функции двух аргументов $\psi(i, x)$ и интерполяция статических параметров в процессе счета осуществлялась с помощью блока двухмерной таблицы $\psi(i, x)$ для фиксированных положений сердечника якоря.

Учет потерь мощности в массивном магнитопроводе осуществлялся через удельные потери в зависимости от степени его насыщения. Нелинейность характеристики потерь учитывалась с помощью блока одномерной таблицы $p_0 = f(B_m)$.

При расчете магнитных потерь исходили из суммарных потерь от гистерезиса и вихревых токов при переменной частоте перемагничивания с использованием каталожных данных [217, 218] при допущении равноценного влияния изменения индукции в материале магнитопровода как на одну, так и на вторую составляющую потерь.

Результаты исследований. Для анализа вариантов схем выполнено компьютерное моделирование с использованием структурных моделей в среде Matlab Simulink [195]. В ходе численного эксперимента оценивались значения мощности потерь в стальном магнитопроводе $P_{ст}$, действующие значения тока катушки I , намагничивающего тока I_{μ} и тока потерь $I_{п}$ (таблица 4.3).

Для повышения объективности и расширения границ эксперимента в качестве исходного сигнала рассматривались три различных по форме и одинаковых по частоте следования $f = 50$ Гц источника сигнала (таблица 4.3). Синусоидальный источник сигнала с амплитудным значением напряжения $U_m = 380\sqrt{2}$ В. Периодический несинусоидальный источник в форме прямоугольных и разнополярных импульсов напряжения с действующим значением напряжения, равным действующему значению синусоидального источника, и периодический несинусоидальный источник напряжения в форме прямоугольных импульсов напряжения положительной полярности.

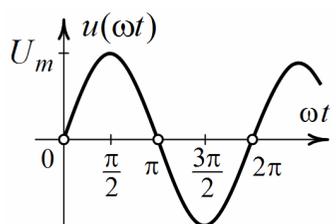
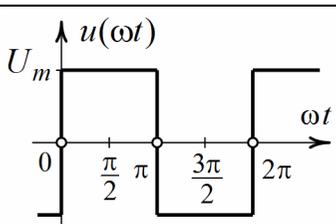
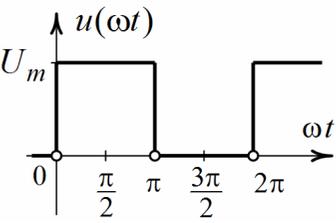
Анализируя значения расчетных показателей для разных вариантов схем, учитывающих равноценное влияние магнитных потерь от явлений, происходящих в стальном магнитопроводе, можно прийти к выводу, что расхождение результатов моделирования по мощности потерь и току для установившегося режима минимальны.

Среднее расхождение результатов моделирования между максимальными и минимальными значениями показателей, полученных для различных форм периодических сигналов напряжений, не превышает 1 %.

Максимальное расхождение по величине мощности потерь $P_{ст}$ составляет 4,36%, по току – 4,98 %, т.е. меньше 5 %. Имеющие место погрешности обусловлены, прежде всего, принимаемыми решениями по количественной оценке удельной мощности потерь, которая в большей степени оказывает влияние на показатель тока потерь $I_{п}$. Величина ошибки до 5 %, вызванная различными подходами при учете удельных магнитных потерь, существенно не сказывается на разнице в определении намагничивающего тока I_{μ} .

Таким образом, сравнение подходов и вариантов структурных схем моделей между собой, прибегая только к количественной оценке показателей, представляется весьма затруднительным в связи с хорошим совпадением результатов моделирования.

Таблица 4.3 – Результаты численного анализа вариантов моделей по учету потерь энергии в стали

Форма входного сигнала напряжения	Показатель	Детализированная структурная схема динамической модели и варианта подсистемы				
		Рисунок – 4.28, рисунок – 4.21	Рисунок – 4.29, рисунок – 4.30	Рисунок – 4.29, рисунок – 4.31	Рисунок – 4.29, рисунок – 4.32	Максимальное расхождение показателя, %
	$P_{CT}, \text{Вт}$	27,330	27,103	27,327	27,104	0,83
	$I, \text{А}$	2,2489	2,2523	2,2522	2,2523	0,42
	$I_{\mu}, \text{А}$	2,2467	2,2466	2,2466	2,2467	0,004
	$I_{II}, \text{А}$	0,07241	0,07163	0,07245	0,07163	1,13
	$P_{CT}, \text{Вт}$	20,292	19,413	20,297	19,8731	4,36
	$I, \text{А}$	2,3351	2,3388	2,3384	2,3387	0,16
	$I_{\mu}, \text{А}$	2,3326	2,3356	2,3350	2,3353	0,13
	$I_{II}, \text{А}$	0,05406	0,05138	0,05407	0,05260	4,98
	$P_{CT}, \text{Вт}$	–	0,411	–	0,416	1,2
	$I, \text{А}$	–	5,6288	–	5,6289	0,002
	$I_{\mu}, \text{А}$	–	5,6276	–	5,6275	0,002
	$I_{II}, \text{А}$	–	0,00975	–	0,00997	2,21

Следовательно, с точки зрения количественной оценки явлений, происходящих в массивном магнитопроводе возможности практического использования вариантов схем примерно одинаковы.

Для большей универсальности моделей расчет удельных потерь мощности следует производить относительно первых трех гармоник (рисунок 4.32) магнитной индукции, при этом гармоническими составляющими индукции более высокого порядка можно пренебречь. В дальнейшем это позволит предотвратить неизбежные ошибки при вычислениях удельной мощности потерь в стальном магнитопроводе при наличии в составе несинусоидальной периодической функции $B(t)$ постоянной составляющей магнитной индукции, которая, как известно, на мощность потерь влияния не оказывает.

4.5 Учет нелинейных свойств магнитных систем СЭМУД на основе предварительного численного расчета статических параметров

Большие сложности при реализации динамических моделей доставляют вопросы, связанные с точным учетом статических параметров, зависящих от нелинейных свойств материалов магнитопровода, а также возникающих в магнитопроводе потоков рассеяния.

Использование в качестве исходных данных в виде набора статических параметров потокосцепления и электромагнитного усилия, определяемых аналитическими методами теории магнитных цепей либо по приближенной картине магнитного поля, в полной мере не учитывают локального насыщения участков магнитной системы и потоки рассеяния. Это является одним из главных источников погрешностей при расчете динамических характеристик [97, 205].

Для повышения точности воспроизведения нелинейных свойств модели использовались исходные данные в виде набора статических параметров, полученных с помощью расчета магнитного поля.

Суть данного подхода состоит в том, что с помощью численного метода определяются зависимости электромагнитного усилия $f_{эм}(i, x)$ и потокосцепления $\psi(i, x)$ от тока и перемещения подвижной системы, которые затем представляются в виде некоторого массива значений опорных точек статических параметров [219, 220].

Далее указанный массив значений статических параметров используется при расчете динамических характеристик. В случае отклонения значений массива от опорных точек параметры интерполируются.

Статические характеристики электромагнитного усилия и потокосцепления определяются при установившемся значении тока. Для определения нелинейных статических параметров потокосцепления $\psi(i, x)$ и электромагнитного усилия $f_{эм}(i, x)$ выполнялось решение полевой задачи по расчету магнитного поля.

Численный расчет магнитного поля выполнялся с помощью конечно-элементного моделирования в программе FEMM [93, 106, 111]. При двумерной постановке решения задачи по расчету магнитного поля данную программу отличает простой в использовании графический интерфейс и её доступность [112]. Использование программы позволяет с высокой степенью точности учесть геометрию магнитной цепи с минимальными ограничениями расчетной области, которые могут повлиять на искажение реальной картины поля на границе раздела кусочных сред и отразиться на точности расчет в целом [111].

В качестве примера, на рисунке 4.34 показаны расчетные области моделей электромагнитных двигателей в программе и результаты построения картины поля линий магнитного потока.

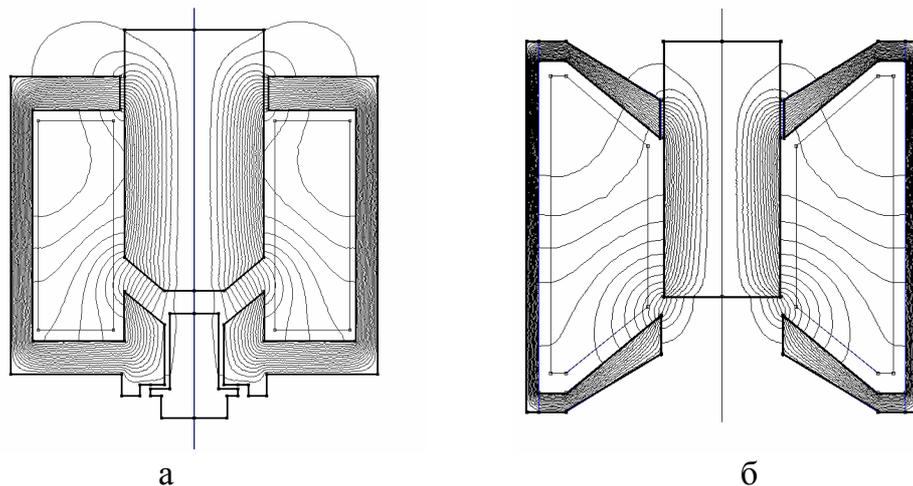


Рисунок 4.34 – Геометрия расчетной области моделей и результаты построения картины поля линий магнитного потока

Расчет статических параметров для различных положений бойка осуществлялся через интегральные характеристики поля в режиме параметров блока по средневзве-

шенному тензору натяжения [112].

Для визуализации процесса расчета статических параметров в программе на рисунке 4.35 представлены зависимости $\psi = f(i, x)$ и $f_{\text{ЭМ}} = f(i, x)$ для магнитной системы модели, представленной на рисунке 4.34, а.

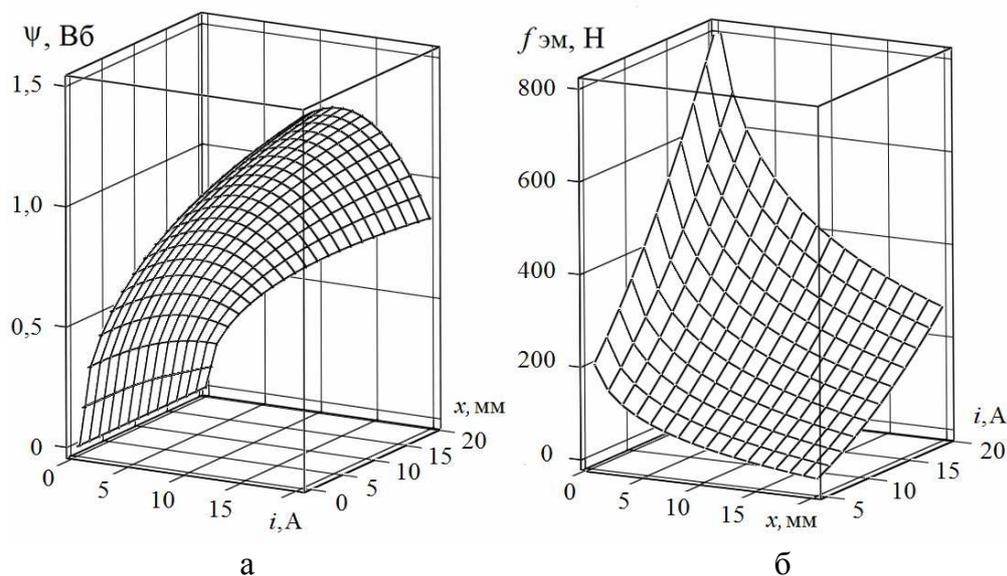


Рисунок 4.35 – Пример расчета статических параметров модели на рисунке 4.34, а:

а) потокосцепление $\psi = f(i, x)$; б) электромагнитное усилие $f_{\text{ЭМ}} = f(i, x)$

Аналогичные зависимости представлены на рисунке 4.36 для магнитной системы на рисунке 4.34, б.

Графические построения выполнялись в системе MathCAD по четырнадцати узловым точкам, которые затем с помощью сплайновой аппроксимации представлялись в виде нелинейных зависимостей образующих поверхности. Каждый статический параметр использует массив значений (13x14), содержащий сто восемьдесят две опорных точек. Как показали исследования, дальнейшее увеличение массива значений опорных точек не оказывает существенного влияния на результаты моделирования.

Расчет электромеханических процессов с использованием полученного массива значений может быть наиболее просто выполнен в программе Matlab Simulink. Задание функции двух аргументов и интерполяция статических параметров модели $\psi(i, x)$ и $f_{\text{ЭМ}}(i, x)$ в процессе счета может быть осуществлена с помощью блока двумерной таблицы Look-Up Table(2D) или многомерной таблицы Look-Up Table(n-D) [202, 204,

221]. Массив значений опорных точек таблицы задается в виде матрицы. Электромагнитное усилие и потокосцепление изменяются во времени по мере изменения координаты положения бойка и тока намагничивающей катушки.

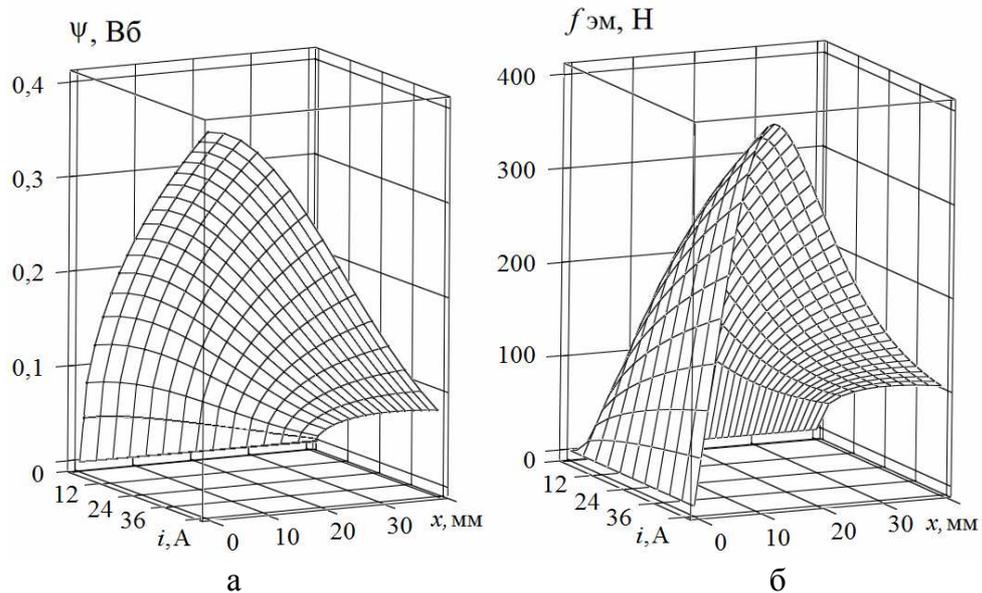


Рисунок 4.36 – Пример расчета статических параметров модели на рисунке 4.34, б:

а) потокосцепление $\psi = f(i, x)$; б) электромагнитное усилие $f_{эм} = f(i, x)$

Таким образом, точность при динамических расчетах в существенной степени будет зависеть от точности воспроизведения математических аналогов нелинейных характеристик магнитной системы двигателя. Эффективность способа учета нелинейных свойств динамической модели подтверждается высокой точностью динамического расчета различных вариантов электромагнитных приводов колебательного и возвратно-поступательного действия.

4.6 Выводы

1. В зависимости от имеющей место магнитной асимметрии, возникающей вследствие разности предельных отклонений размеров элементов конструкции магнитопровода, установлена количественная оценка силы одностороннего магнитного притяжения бойка и ее отдельных компонент по отношению к движущей силе электромагнитного двигателя.

Сопоставление данных численного эксперимента показывают, что учет одной компоненты усилия одностороннего магнитного притяжения бойка, ограниченной

только областью нерабочего зазора, может оказаться недостаточным и обладать недопустимо большой погрешностью вычислений, а также неизбежными ошибками при составлении точной динамической модели СЭМУД.

Расчет сил одностороннего магнитного притяжения некоаксиальных цилиндрических элементов магнитопровода с использованием широко известных на практике формул даёт относительно высокую точность расчетов только при определенных соотношениях размеров и эксцентриситете. Погрешность получаемых решений сил одностороннего магнитного притяжения по вновь полученным в работе выражениям существенно не зависит от соотношений размеров и величины эксцентриситета сопрягаемых поверхностей.

2. Точность при динамических расчетах в существенной степени зависит от точности воспроизведения математических аналогов механических характеристик. В особенности это касается учета процессов, связанных с рассеянием энергии, как за счет собственных демпфирующих свойств отдельных звеньев и упругих связей, зависящих от скорости движения, так и за счет сил сухого трения.

При приближенном характере учета сил сопротивления движению или учета только преобладающих сил решение задачи может существенно отличаться от процессов в реальных физических системах и иметь скорее качественные, чем количественные результаты. Для повышения точности при составлении динамической модели учет параметров упругих связей целесообразно определять экспериментально на основе исследования затухающих колебаний реальной механической системы, в которой процесс рассеяния энергии происходит только за счет собственных демпфирующих свойств упругих связей. При участии в процессе рассеяния энергии сил сухого трения для определения параметров упругих связей следует воспользоваться приближенным решением. В этом случае погрешность в определении параметров связей не превысит 20 %.

Установлены зависимости, отражающие влияние параметров ударной системы с потерями кинетической энергии на деформацию и неполное восстановление объемов соударяющихся тел при энергообмене ударом и передаче энергии в деформируемую среду.

3. Применение наиболее распространенного способа математического описания обобщенной модели магнитной цепи с потерями энергии в массивном магнитопрово-

де на базе уравнений электрического и магнитного равновесия и численная реализация расчета с помощью операции интегрирования или дифференцирования показывают высокую вычислительную устойчивость предложенных алгоритмов расчета методами и средствами структурного моделирования.

Рассмотрена схемная реализация динамических моделей, преимущественным способом расчета которых является возможность использования аппарата структурного моделирования в Matlab Simulink. Выполнено сравнение между собой вариантов моделей, учитывающее степень насыщения материала магнитопровода, нелинейность характеристик удельной мощности потерь, несинусоидальность изменения магнитного потока, определяемого различными формами периодического сигнала питающего источника.

Несмотря на разницу в подходах, расхождение результатов моделирования при сравнении вариантов моделей между собой не превышает 5%. Имеющие место погрешности в расчетах вызваны, прежде всего, различиями в подходах при количественной оценке удельной мощности потерь.

Расчеты по представленным в работе алгоритмам полностью согласуются с классическими положениями теории нелинейных и магнитных цепей, а также с результатами физического эксперимента, и могут оказаться полезными, как при построении структурных моделей электромагнитных машин и устройств, учитывающих влияние потерь энергии в массивном магнитопроводе, так и при построении их математических аналогов для анализа различных режимов работы.

4. Точное воспроизведение электромагнитных процессов, учитывающее потоки рассеяния и локальное насыщение материала магнитопровода, обеспечивают современные численные методы по расчету магнитного поля. Для повышения скорости динамического расчета целесообразно потокосцепление и электромагнитное усилие представить в виде массива опорных точек статических параметров, зависящих от положения бойка и тока катушки. Задание функции двух аргументов и интерполяция статических параметров модели $\psi(i, x)$ и $f_{\text{ЭМ}}(i, x)$ в процессе счета может быть выполнена методами и средствами структурного моделирования в Matlab Simulink с помощью блока двумерной или многомерной таблицы Look-Up Table. Эффективность подобного способа учета нелинейных свойств модели подтверждается высокой точностью воспроизведения динамических характеристик вариантов СЭМУД.

Глава 5 МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ЛИНЕЙНЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ МАШИН КОЛЕБАТЕЛЬНОГО ДВИЖЕНИЯ

5.1 Математическая модель многомассовой электромеханической колебательной системы (ЭМКС) без учета ударного взаимодействия

Эффективность работы линейных электромагнитных машин существенно зависит от тесно связанных между собой параметров электрической, магнитной и механической подсистем. Поэтому еще на стадии проектирования ЛЭМД возникает необходимость проведения динамического расчета с возможностью анализа работы всех подсистем.

Как правило, проведение такого расчета сопровождается значительными трудностями, связанными с необходимостью построения математической модели в виде набора уравнений, наиболее точно отражающих физические явления. Для упрощения модели используется стандартный набор допущений, который является традиционным не только для электрических и магнитных цепей, но и для механической системы [32, 34, 119, 177, 179, 181, 185, 222, 223]. В особенности эти допущения касаются процессов рассеяния (поглощения) энергии за счет собственных демпфирующих свойств упругих связей и сил сухого трения, которые в большинстве случаев фигурируют только номинально или ими полностью игнорируют.

Учитывая, что механическая система современных электромагнитных приводов обладает несколькими степенями подвижности исполнительных механизмов, упрощение связей ограничивает возможности анализа электромеханических процессов. Также ограничиваются возможности динамических моделей при расчетах резонансных и околорезонансных режимов, при которых достигается наибольшая экономия электроэнергии.

В качестве примера рассмотрим наиболее распространенные способы построения механической системы ЛЭМД колебательного движения. Общие схемы построения подобных электромеханических систем с возвратно-поступательным движением синхронно взаимодействующих между собой инерционных масс и их расчетные динамические модели представлены на рисунках 5.1 – 5.3.

В самом общем варианте, электромеханическая колебательная система (ЭМКС) (рисунки 5.1 – 5.3) содержит катушку 1 и скрепленный с катушкой неподвижный сердечник 2, подвижный сердечник 3 (боек), образующие магнитную систему ЛЭМД [182]. При протекании периодического тока по обмотке катушки боек под действием электромагнитных сил и сил упругих связей механической системы совершает колебательные движения. На рисунках 5.1 – 5.3 обозначено: $f_{\text{эм}}$ – вынуждающая электромагнитная сила; x_1 , x_2 и x_3 – обобщенные координаты линейного перемещения центра масс; m_1 – масса бойка (подвижного сердечника); m_2 – присоединенная масса; M – масса ЛЭМД без учета массы бойка; k_1 , k_2 и k_3 – коэффициенты жесткости упругих связей (пружин); b_1 , b_2 и b_3 – коэффициенты вязкого трения упругих связей; $f_{\text{тр}1}$, $f_{\text{тр}2}$ – силы сухого трения скольжения.

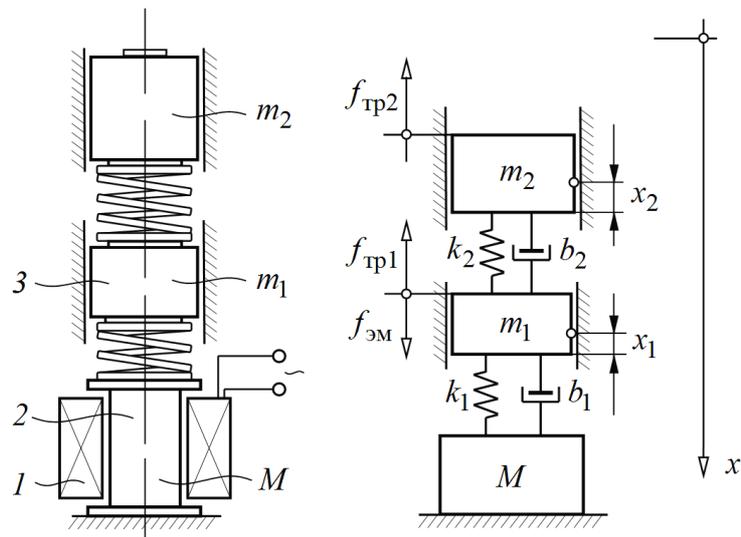


Рисунок 5.1 – Двухмассовая ЭМКС с ЛЭМД и её расчетная схема (вариант 1)

Механическая система имеет в своем составе традиционные массоинерционные, упругие и диссипативные звенья. В физическом смысле объект исследования представляет собой систему, имеющую рассредоточенную по оси массу с несколькими упругими связями, со свойствами, зависящими определенным образом от частоты.

Количество обобщенных независимых координат определяет число степеней свободы механической системы. Следует отметить, что расчетной схеме на рисунке 5.3 при $x_3 = 0$, будет соответствовать расчетная схема на рисунке 5.1, а при $x_1 = x_2$ – расчетная схема на рисунке 5.2.

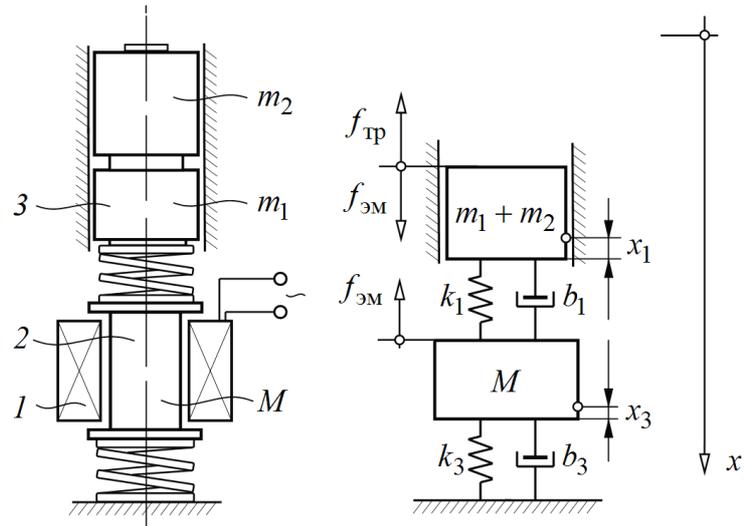


Рисунок 5.2 – Двухмассовая ЭМКС с ЛЭМД и её расчетная схема (вариант 2)

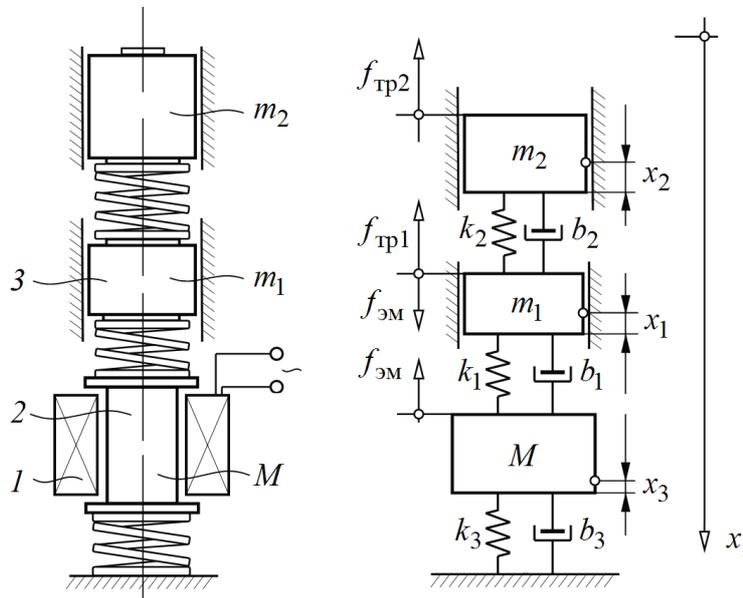


Рисунок 5.3 – Трехмассовая ЭМКС с ЛЭМД и её расчетная схема

В этой связи при составлении математической модели наиболее целесообразным является ограничиться расчетной схемой на рисунке 5.3. В этом случае расчетные схемы на рисунке 5.1 и рисунке 5.2 и их математические аналоги можно рассматривать, как частный случай схемы на рисунке 5.3.

Механическая и магнитная системы связаны функциональной зависимостью электромагнитного усилия $f_{ЭМ} = f(i, x)$ от величины протекающего тока i в катушке и координаты положения бойка x_1 относительно неподвижного сердечника, а связь магнитной и электрической системы – зависимостью величины потокосцепления

$\psi = f(i, x)$, и в общем случае описываются дифференциальным уравнением электрического равновесия нелинейной цепи

$$u(t) = ir_{\text{к}} + \frac{d\psi(i, x)}{dt}, \quad (5.1)$$

где $u(t)$ – напряжение на обмотке катушки, $r_{\text{к}}$ – активное сопротивление катушки.

Напряжение $u(t)$, как правило, формируется схемой управления обмотки катушки при питании от периодического синусоидального источника промышленной частоты 50 Гц.

Мгновенные значения потокосцепления $\psi = f(i, x)$ и электромагнитного усилия $f_{\text{эм}} = f(i, x)$ определяются в зависимости от величины тока и воздушного зазора x путем численного расчета магнитного поля в статических режимах для строго заданной конфигурации магнитной цепи ЛЭМД. В целях упрощения, приведенные на рисунках 5.1 – 5.3 конфигурации магнитной цепи представлены лишь только условно на функциональном уровне.

Для построения модели динамического состояния механической системы воспользуемся уравнением Лагранжа 2-го рода [213]

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{x}_i} \right) - \frac{\partial T}{\partial x_i} = - \frac{\partial \Pi}{\partial x_i} - \frac{\partial \Phi}{\partial \dot{x}_i} + Q_i, \quad i = 1, 2, \dots, N, \quad (5.2)$$

где T – кинетическая энергия системы, Π – потенциальная энергия системы, Φ – диссипативная функция механической системы (функция Рэлея), Q_i – обобщенная сила системы, соответствующая i -й обобщенной координате, x_i – обобщенные координаты, \dot{x}_i – обобщенные скорости, N – число степеней свободы механической системы.

5.1.1 Математическая модель трехмассовой ЭМКС с упругими связями

ЭМКС (рисунок 5.3) имеет три степени свободы ($N = 3$). В качестве обобщенных координат принимаем перемещение бойка x_1 массой m_1 , перемещение x_2 присоединенной массы m_2 и перемещение «неподвижного» сердечника и катушки x_3 массой M .

Начала обобщенных координат поместим в положение относительно статического равновесия инерционных масс.

Последовательно определим величины, входящие в (5.2). Кинетическая энергия механической системы для поступательно движущихся масс

$$T = \frac{m_1 \dot{x}_1^2}{2} + \frac{m_2 \dot{x}_2^2}{2} + \frac{M \dot{x}_3^2}{2}.$$

Потенциальная энергия упругих элементов механической системы

$$\Pi = \frac{k_1 (x_1 - x_3)^2}{2} + \frac{k_2 (x_2 - x_1)^2}{2} + \frac{k_3 x_3^2}{2}.$$

Диссипативная функция Рэлея

$$\Phi = \frac{b_1 (\dot{x}_1 - \dot{x}_3)^2}{2} + \frac{b_2 (\dot{x}_2 - \dot{x}_1)^2}{2} + \frac{b_3 \dot{x}_3^2}{2}.$$

Обобщенные силы механической системы, соответствующие i -м обобщенным координатам x_1 , x_2 и x_3 :

$$Q_{x_1} = f_{\text{ЭМ}}(i, x) - f_{\text{Тр1}} \text{sign } \dot{x}_1; \quad Q_{x_2} = -f_{\text{Тр2}} \text{sign } \dot{x}_2; \quad Q_{x_3} = -f_{\text{ЭМ}}(i, x).$$

Частные производные от кинетической энергии и производные по времени

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{x}_1} \right) = m_1 \ddot{x}_1, \quad \frac{\partial T}{\partial x_1} = 0; \quad \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{x}_2} \right) = m_2 \ddot{x}_2, \quad \frac{\partial T}{\partial x_2} = 0;$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{x}_3} \right) = M \ddot{x}_3, \quad \frac{\partial T}{\partial x_3} = 0.$$

Частные производные от потенциальной энергии по обобщенной координате x_i

$$\frac{\partial \Pi}{\partial x_1} = k_1 (x_1 - x_3) - k_2 (x_2 - x_1); \quad \frac{\partial \Pi}{\partial x_2} = k_2 (x_2 - x_1); \quad \frac{\partial \Pi}{\partial x_3} = -k_1 (x_1 - x_3) + k_3 x_3.$$

Частные производные от диссипативной функции Рэлея по обобщенной скорости \dot{x}_i

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \dot{x}_1} = b_1 (\dot{x}_1 - \dot{x}_3) - b_2 (\dot{x}_2 - \dot{x}_1); \quad \frac{\partial \Phi}{\partial \dot{x}_2} = b_2 (\dot{x}_2 - \dot{x}_1);$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \dot{x}_3} = -b_1 (\dot{x}_1 - \dot{x}_3) + b_3 \dot{x}_3.$$

Подставляя в уравнение Лагранжа (5.2) полученные выражения для обобщенных сил, частные производные и производные по времени, дифференциальные уравнения динамического состояния механической системы по обобщенным координатам

запишутся в виде:

$$\begin{cases} m_1 \ddot{x}_1 = -k_1(x_1 - x_3) + k_2(x_2 - x_1) - b_1(\dot{x}_1 - \dot{x}_3) + b_2(\dot{x}_2 - \dot{x}_1) - \\ - f_{\text{тр}1} \text{sign } \dot{x}_1 + f_{\text{ЭМ}}(i, x); \\ m_2 \ddot{x}_2 = -k_2(x_2 - x_1) - b_2(\dot{x}_2 - \dot{x}_1) - f_{\text{тр}2} \text{sign } \dot{x}_2; \\ M \ddot{x}_3 = k_1(x_1 - x_3) - k_3 x_3 + b_1(\dot{x}_1 - \dot{x}_3) - b_3 \dot{x}_3 - f_{\text{ЭМ}}(i, x). \end{cases} \quad (5.3)$$

В результате математическая модель динамического состояния ЭМКС (рисунок 5.3) с единственной обмоткой управления, возбуждаемой изменяющимся во времени периодическим током, будет описываться следующей системой уравнений, характеризующей динамическое состояние электромеханической системы с учетом свойств упругих связей и сил трения скольжения:

$$\begin{cases} u(t) = i r_k + \frac{d\psi(i, x)}{dt}; \\ m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} + b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) - b_2 \left(\frac{dx_2}{dt} - \frac{dx_1}{dt} \right) + k_1(x_1 - x_3) - k_2(x_2 - x_1) = \\ = - f_{\text{тр}1} \text{sign } \frac{dx_1}{dt} + f_{\text{ЭМ}}(i, x); \\ m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} + b_2 \left(\frac{dx_2}{dt} - \frac{dx_1}{dt} \right) + k_2(x_2 - x_1) = - f_{\text{тр}2} \text{sign } \frac{dx_2}{dt}; \\ M \frac{d^2 x_3}{dt^2} - b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + b_3 \frac{dx_3}{dt} - k_1(x_1 - x_3) + k_3 x_3 = - f_{\text{ЭМ}}(i, x). \end{cases} \quad (5.4)$$

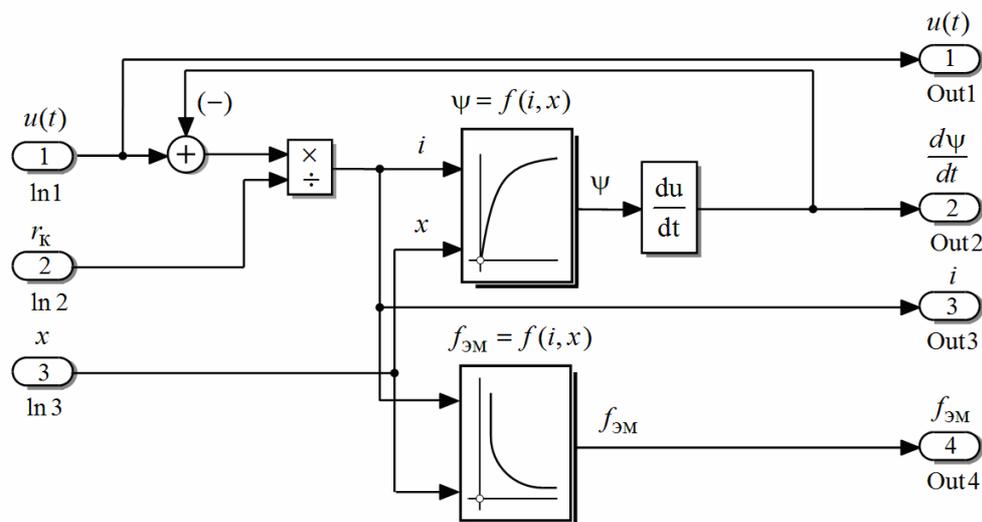


Рисунок 5.4 – Структурная схема магнитной подсистемы динамической модели ЭМКС

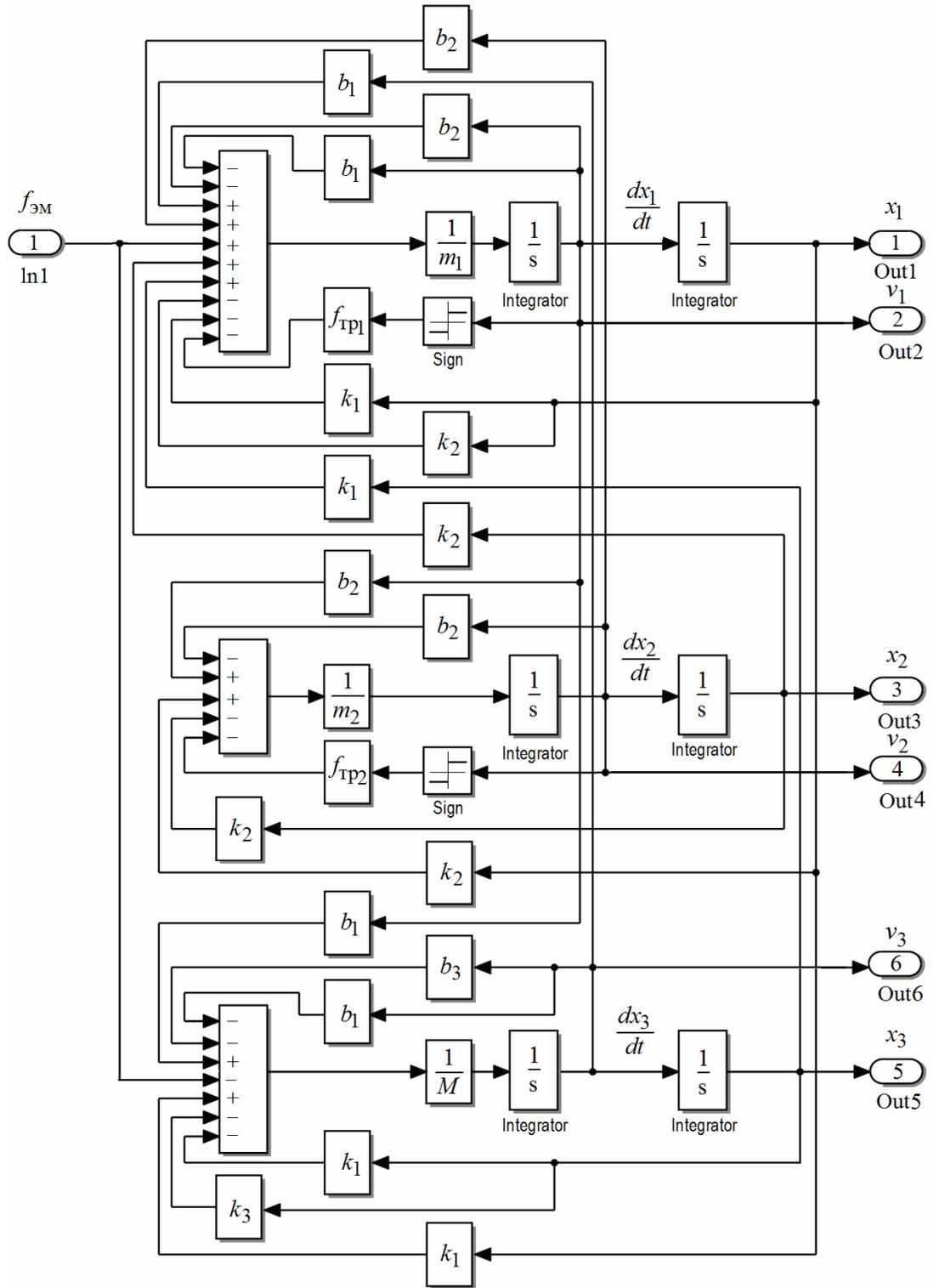


Рисунок 5.5 – Детализированная структурная схема подсистемы учета механических свойств модели трехмассовой ЭМКС

Для реализации системы уравнений на первом этапе расчета с помощью решения полевой задачи определяются значения электромагнитного усилия $f_{ЭМ}(i, x_1)$ и

потокосцепления $\psi(i, x_1)$ ЛЭМД в зависимости от тока и положения подвижного сердечника, которые затем представляются в виде массива опорных точек статических параметров.

На втором этапе полученные массивы значений статических параметров $f_{\text{ЭМ}}(i, x_1)$ и $\psi(i, x_1)$ используются при расчете динамики, а в случае отклонения расчетных значений от опорных точек параметры интерполируются [219].

Решение динамической части задачи связано с разработкой алгоритмов расчета системы дифференциальных уравнений, что наиболее просто можно реализовать с помощью аппарата структурного моделирования в среде Matlab Simulink [204, 221].

Структурная схема магнитной подсистемы динамической модели без учета потерь мощности на вихревые токи и гистерезис в программе Matlab Simulink представлена на рисунке 5.4.

Детализированная структурная схема подсистемы учета механических свойств модели согласно уравнениям (5.4) приведена на рисунке 5.5.

5.1.2 Математическая модель двухмассовой ЭМКС с упругими связями

Рассматривая динамическую схему модели на рисунке 5.1, как частный случай схемы на рисунке 5.3, при подстановке в (5.4) $x_3 = 0$ получим:

$$\left\{ \begin{array}{l} u(t) = i r_{\text{к}} + \frac{d\psi(i, x)}{dt}; \\ m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} + b_1 \frac{dx_1}{dt} - b_2 \left(\frac{dx_2}{dt} - \frac{dx_1}{dt} \right) + k_1 x_1 - k_2 (x_2 - x_1) = \\ = -f_{\text{тр1}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt} + f_{\text{ЭМ}}(i, x); \\ m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} + b_2 \left(\frac{dx_2}{dt} - \frac{dx_1}{dt} \right) + k_2 (x_2 - x_1) = -f_{\text{тр2}} \operatorname{sign} \frac{dx_2}{dt}. \end{array} \right. \quad (5.5)$$

Детализированная структурная схема подсистемы учета механических свойств модели согласно уравнениям (5.5) приведена на рисунке 5.6.

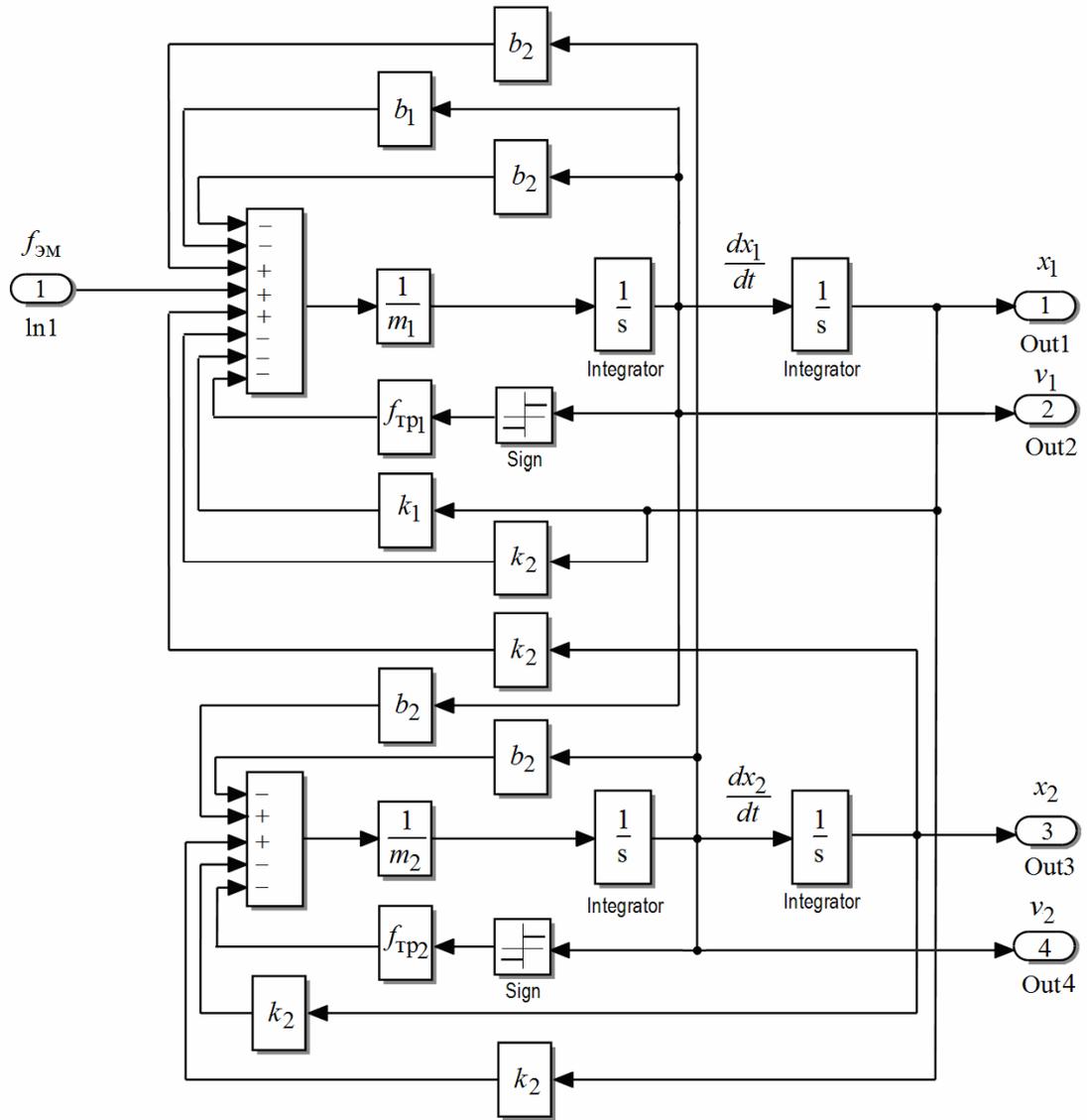


Рисунок 5.6 – Детализированная структурная схема подсистемы учета механических свойств модели двухмассовой ЭМКС (рисунок 5.1)

Аналогично поступая для динамической схемы модели на рисунке 5.2, при $x_1 = x_2$ также получим:

$$\left\{ \begin{array}{l} u(t) = i r_k + \frac{d\psi(i, x)}{dt}; \\ (m_1 + m_2) \frac{d^2 x_1}{dt^2} + b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_1 (x_1 - x_3) = \\ \quad = -f_{\text{Тр}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt} + f_{\text{ЭМ}}(i, x); \\ M \frac{d^2 x_3}{dt^2} - b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + b_3 \frac{dx_3}{dt} - k_1 (x_1 - x_3) + k_3 x_3 = f_{\text{ЭМ}}(i, x), \end{array} \right. \quad (5.6)$$

где $f_{\text{тр}} = f_{\text{тр}1} + f_{\text{тр}2}$.

Детализированная структурная схема подсистемы учета механических свойств модели согласно уравнениям (5.6) приведена на рисунке 5.7.

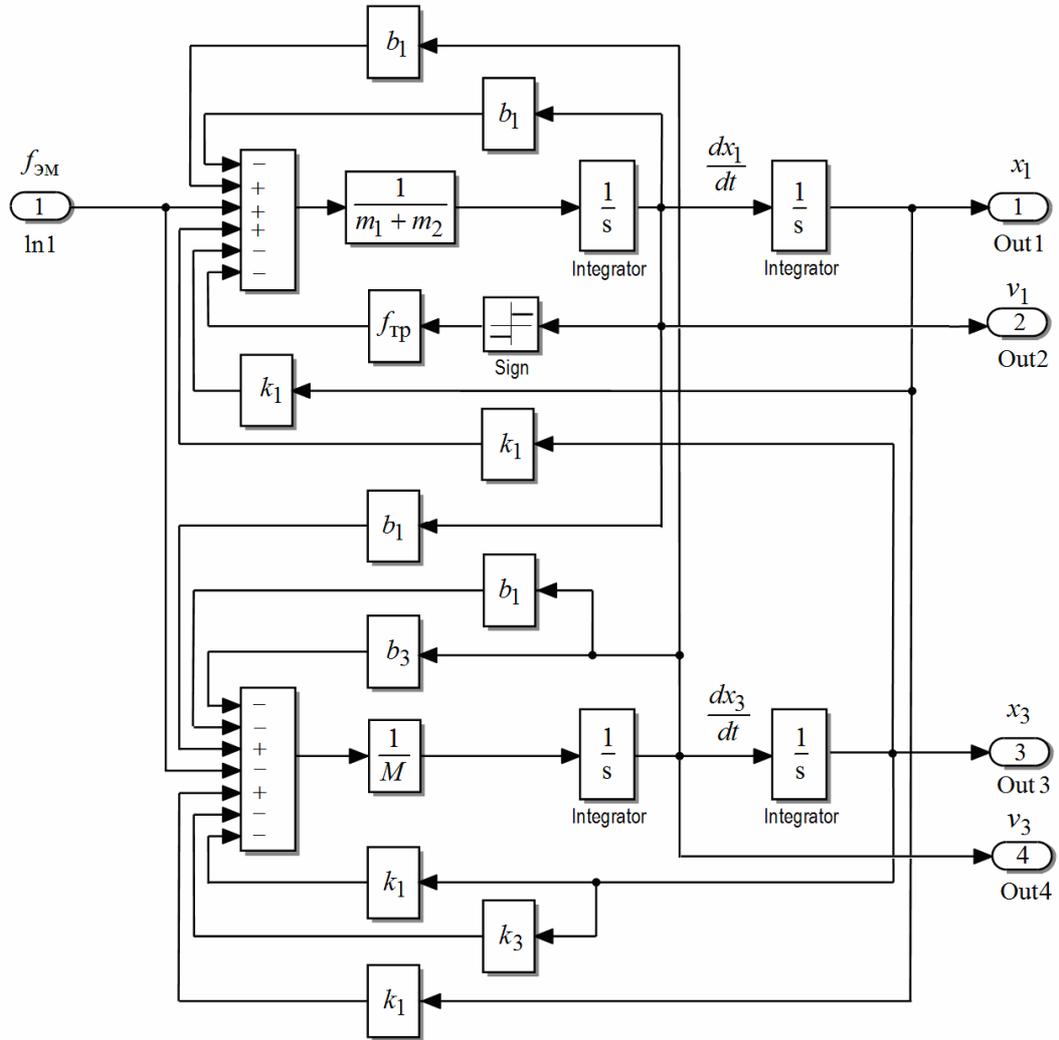


Рисунок 5.7 – Детализированная структурная схема подсистемы учета механических свойств модели двухмассовой ЭМКС (рисунок 5.2)

Полученные системы уравнений (5.4) – (5.6) динамического состояния электромеханической системы с электромагнитным приводом колебательного движения с несколькими степенями подвижности инерционных масс позволяют производить всесторонний анализ электромеханических процессов в переходных и квазиустановившихся режимах.

Принимая в системе (5.6) $x_3 = 0$, получим канонический вариант модели одно-массовой колебательной системы с упругими связями

$$(m_1 + m_2) \frac{d^2 x_1}{dt^2} + b_1 \frac{dx_1}{dt} + k_1 x_1 = -f_{\text{тр}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt} + f_{\text{ЭМ}}(i, x). \quad (5.7)$$

При $f_{\text{тр}} = 0$ процесс рассеяния энергии происходит только за счет диссипативных сил упругих связей. При внешнем гармоническом воздействии $f_{\text{ЭМ}}(i, x)$, в случае $f_{\text{тр}} = 0$ дифференциальное уравнение (5.7), описывающее вынужденные колебания системы с диссипативными силами, пропорциональными скорости движения, может быть представлено в виде

$$(m_1 + m_2) \frac{d^2 x_1}{dt^2} + b_1 \frac{dx_1}{dt} + k_1 x_1 = F_m \sin \omega t, \quad (5.8)$$

где F_m – амплитуда внешней гармонической силы, ω – частота вынужденных колебаний системы.

Частным решением уравнения (5.8) являются вынужденные колебания $x_1(t) = A_{1m} \sin(\omega t + \varphi)$, зависимость амплитуды, которых от частоты (амплитудно-частотная характеристика системы) может быть представлена в известном виде [224]:

$$A_{1m}(\omega) = \frac{F_m}{k_1 \sqrt{\left(1 - \frac{\omega^2}{\omega_0^2}\right)^2 + \left(\frac{2\delta}{\omega_0}\right) \frac{\omega^2}{\omega_0^2}}}, \quad (5.9)$$

где $\delta = \frac{b_1}{2(m_1 + m_2)}$ – коэффициент затухания; $\omega_0 = \sqrt{\frac{k_1}{(m_1 + m_2)}}$ – частота собственных колебаний системы без учета потерь энергии.

В относительных единицах амплитудно-частотная характеристика системы в соответствии с (5.9) может быть представлена в виде

$$\tilde{a}_{1m}(\omega) = \frac{1}{\sqrt{\left(1 - \frac{\omega^2}{\omega_0^2}\right)^2 + \left(\frac{2\delta}{\omega_0}\right) \frac{\omega^2}{\omega_0^2}}}. \quad (5.10)$$

Зависимость $\tilde{a}_{1m} = f(\omega)$ по выражению (5.10) для частоты собственных колебаний механической системы $\omega_0 = 157 \text{ с}^{-1}$ при различных значениях $2\delta/\omega_0$ приведена на рисунке 5.8. Из графика на рисунке 5.8 видно заметное влияние силы вязкого трения в околорезонансной области при $\omega = \omega_0$.

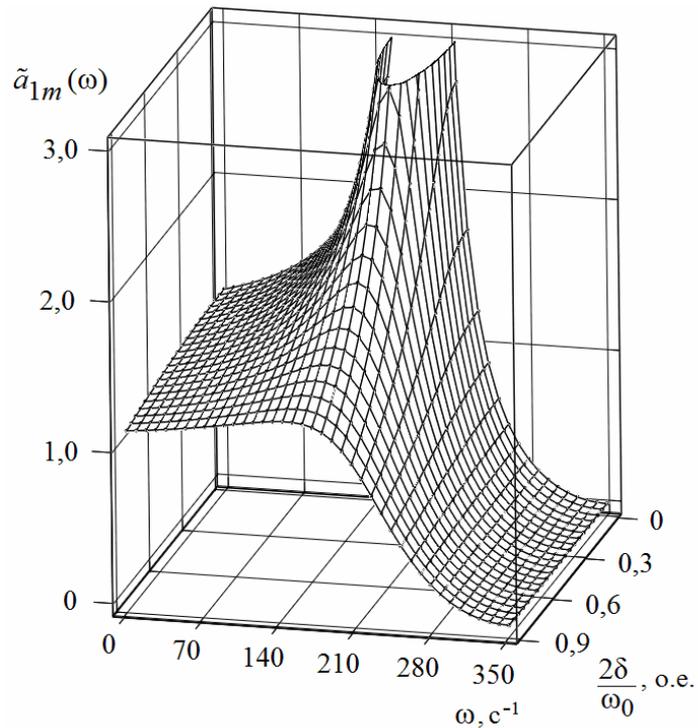


Рисунок 5.8 – Амплитудно-частотная характеристика механической системы $\tilde{a}_{1m} = f(\omega)$

Детализированная структурная схема подсистемы учета механических свойств модели согласно уравнению (5.7) приведена на рисунке 5.9.

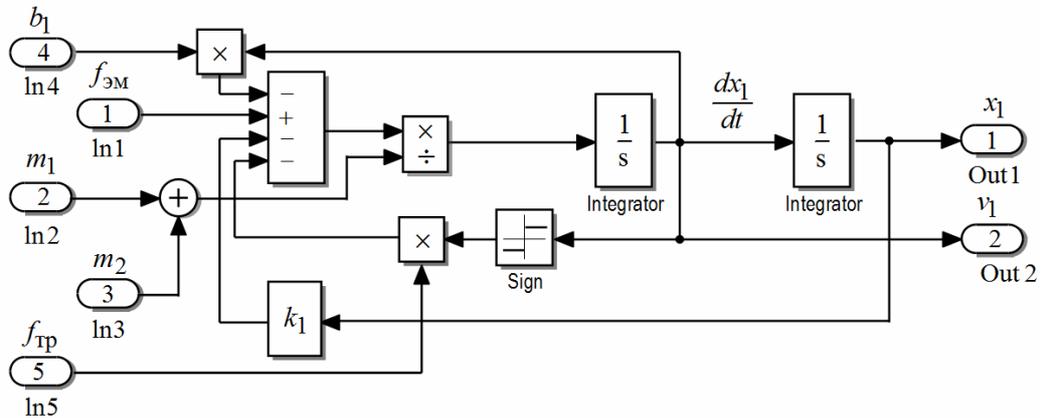


Рисунок 5.9 – Детализированная структурная схема подсистемы учета механических свойств модели одномассовой ЭМКС

В качестве входных переменных (рисунок 5.9) здесь выступает электромагнитное усилие $f_{ЭМ}(i, x_1)$, в качестве выходных переменных – перемещение якоря x_1 и его скорость v_1 .

5.2 Исследование взаимосвязей параметров в одномассовой ЭМКС с ЛЭМД

Существующие подходы точного учета конструктивных параметров в ЭМКС позволяют в различной степени улучшать силовые и энергетические показатели электромагнитных машин. При этом расчет переходных и квазиустановившихся режимов, зависящих от скорости, частоты, свойств упругих связей, сил противодействующих движению и т.д., учитывающих взаимосвязи параметров электрической, магнитной и механической подсистем электромагнитной машины по-прежнему остается в приоритете [34, 181, 187, 205, 215].

Для упрощения анализа в качестве объекта исследования рассматривается одномассовая ЭМКС с ЛЭМД, получающем питание от периодического источника напряжения. Эскиз ЭМКС, принцип работы и основные параметры динамической модели достаточно подробно рассмотрены в [178, 225]. Основу модели составляют дифференциальные уравнения, записанные для электрического равновесия нелинейной цепи (5.1) и механической системы с одной степенью свободы (5.7). Расчет статических параметров $\psi = f(i, x_1)$ и $f_{\text{ЭМ}} = f(i, x_1)$ для различных положений сердечника бойка осуществлялся через интегральные характеристики поля в режиме параметров блока по среднезвешенному тензору натяжения. Для каждого статического параметра использовался массив значений (13x14), содержащий сто восемьдесят две опорные точки. Частота собственных колебаний механической системы $\omega_0 = 225 \text{ с}^{-1}$.

Вариант структурной схемы динамической модели одномассовой ЭМКС с ЛЭМД в программе Matlab Simulink представлен на рисунке 5.10.

Питание модели осуществляется от однофазного источника напряжения промышленной частоты 50 Гц, поступающего на вход подсистемы «Electrical subsystem».

Учет нелинейных свойств модели реализован в программе с помощью подсистемы «Magnetic subsystem». Детализированная структурная схема подсистемы в соответствии с уравнением (5.1) представлена на рисунке 5.4. Задание функции двух аргументов и интерполяция статических параметров модели $\psi(i, x_1)$ и $f_{\text{ЭМ}}(i, x_1)$ в процессе счета осуществляется с помощью блока двумерной таблицы. Учет механических свойств модели реализован с помощью подсистемы «Mechanical subsystem» (рисунки 5.9).

Для анализа рабочих режимов динамической модели использовалась система общепринятых показателей, реализованных в среде Simulink с помощью измерительных модулей «Measuring module» (1 – 6) (рисунок 5.10).

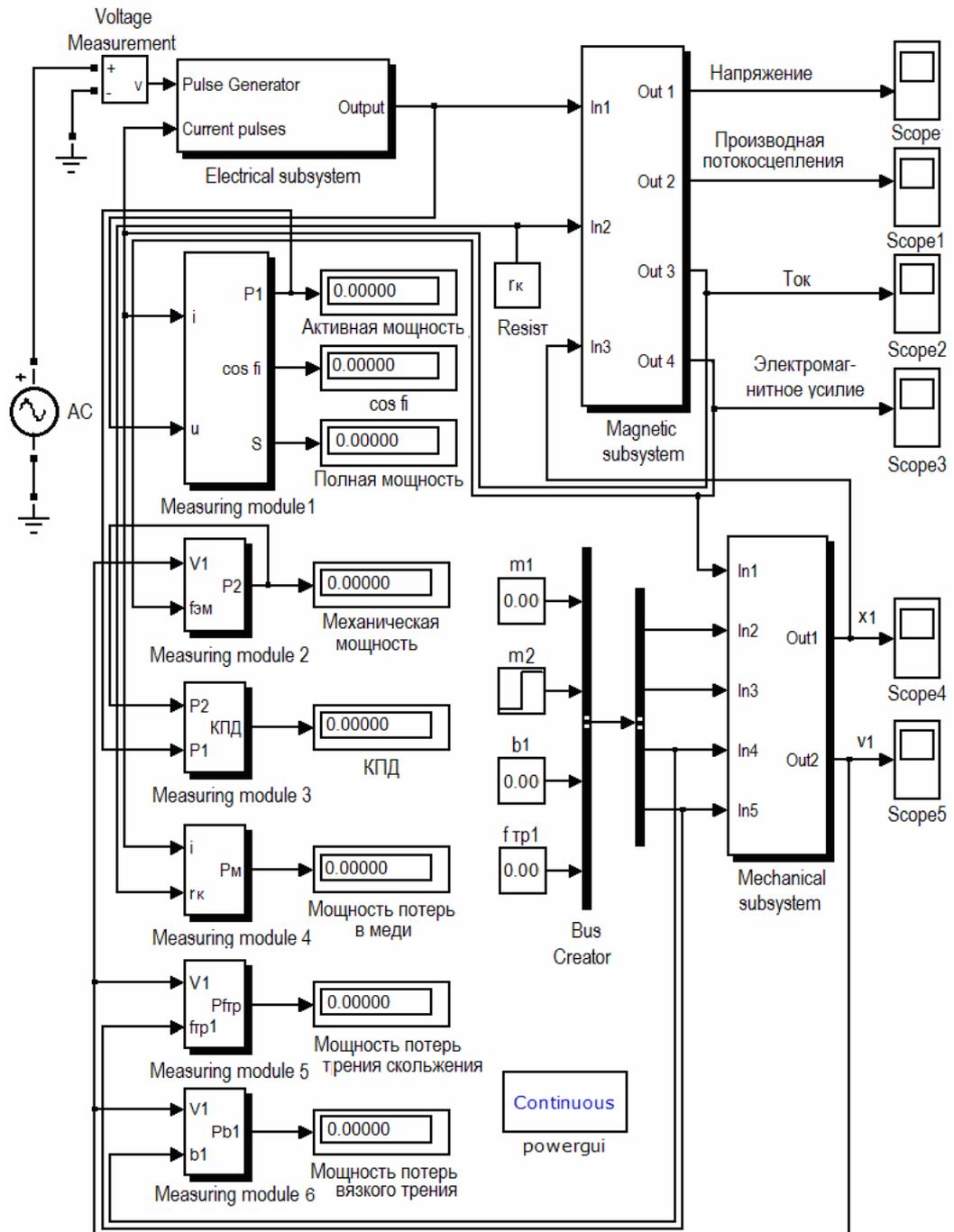


Рисунок 5.10 – Структурная схема динамической модели безударной ЭМКС с ЛЭМД

Модуль «Measuring module 1» реализует измерительную систему из трех интегральных показателей:

– потребляемую ЭМКС электрическую активную мощность

$$P_1 = \frac{1}{T} \int_0^T u(t) i(t) dt;$$

– потребляемую от источника полную мощность

$$S = U I,$$

где $U = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T u^2(t) dt}$ – действующее значение напряжения; $I = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T i^2(t) dt}$ – дейст-

вующее значение тока;

– коэффициент мощности

$$\cos \varphi = \frac{P_1}{S}.$$

Модуль «Measuring module 2» реализует расчет механической мощности ЭМКС

$$P_2 = \frac{1}{T} \int_0^T f_{\text{ЭМ}}(t) v_1(t) dt,$$

где $v_1(t)$ – скорость перемещения бойка.

Модуль «Measuring module 3» рассчитывает относительное значение КПД

$$\eta = \frac{P_2}{P_1}.$$

Модуль «Measuring module 4» выполняет расчет мощности потерь в меди

$$P_M = I^2 r_K = \frac{1}{T} \int_0^T i^2(t) r_K dt.$$

Модуль «Measuring module 5» рассчитывает механические потери мощности от действия силы трения скольжения

$$P_{f_{\text{тр}}} = \frac{1}{T} \int_0^T f_{\text{тр}} [\text{sign } v_1] v_1(t) dt.$$

Модуль «Measuring module 6» рассчитывает механические потери мощности, вызванные вязким трением

$$P_{b_1} = \frac{1}{T} \int_0^T b_1 v_1^2(t) dt.$$

При необходимости количество измерительных модулей динамической модели (рисунок 5.10) может быть расширено. В первую очередь это будет определяться по-

становкой задачи исследований.

На рисунках 5.11 – 5.13 приведены временные диаграммы, полученные с помощью созданной динамической модели одномассовой ЭМКС с ЛЭМД. Расчеты выполнены для следующих параметров модели; $m_1 = 0,25$ кг; $r_k = 8,2$ Ом; $b_1 = 5,0$ Н·с/м; $f_{тр} = 4,0$ Н; $k_1 = 12500$ Н/м.

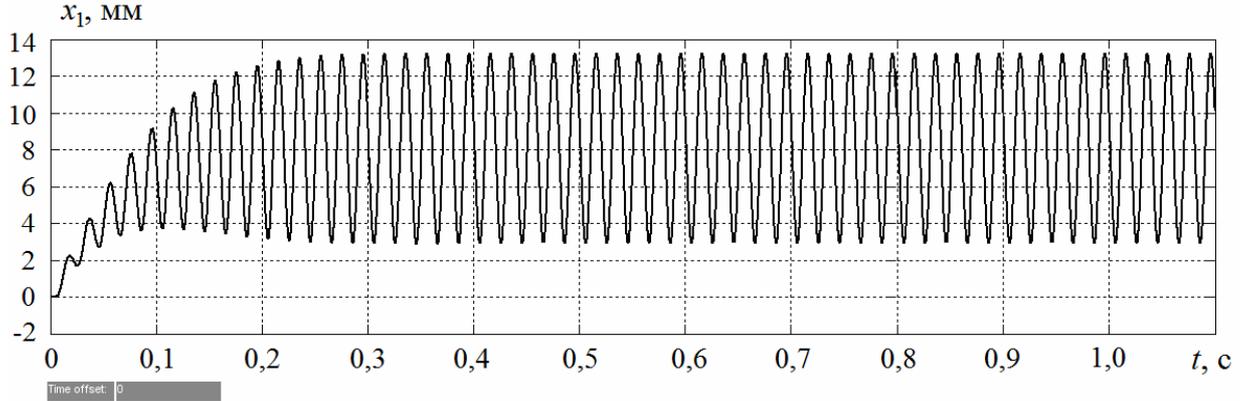


Рисунок 5.11 – Временная диаграмма перемещения якоря $x_1(t)$

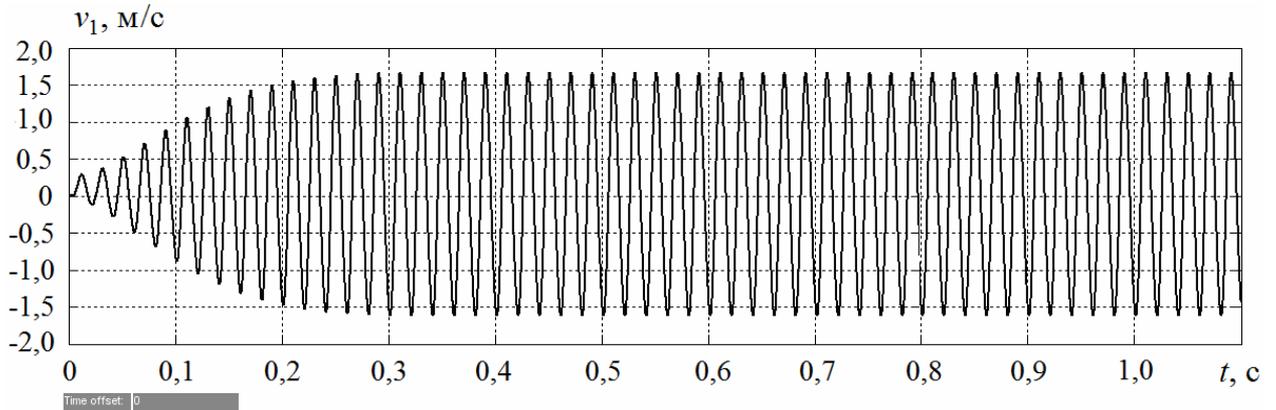


Рисунок 5.12 – Временная диаграмма скорости якоря $v_1(t)$

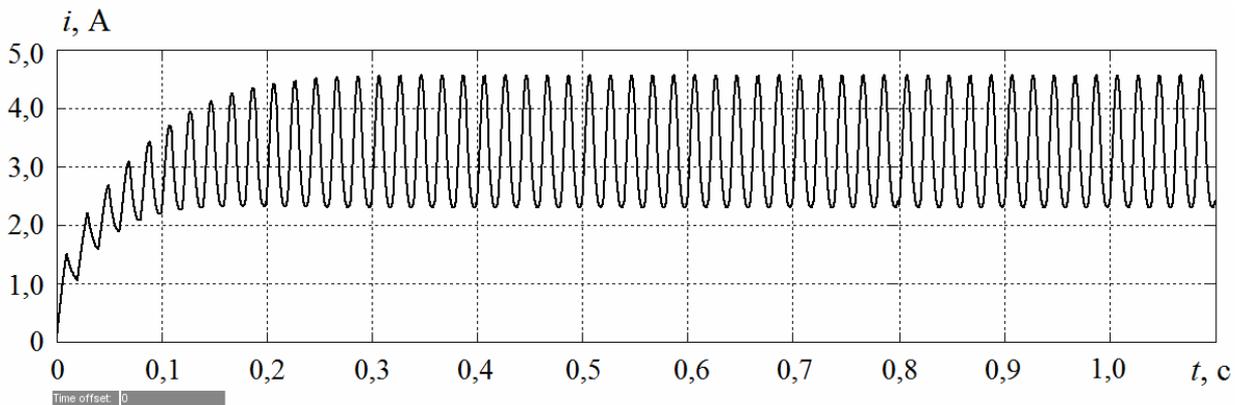


Рисунок 5.13 – Временная диаграмма тока $i(t)$ в цепи катушки

В качестве входного сигнала использовался периодический источник напряжения в форме положительных импульсов прямоугольной формы с амплитудой $U_m = 55\text{В}$ и частотой следования 50 Гц. Полученные диаграммы позволяют наблюдать в переходном режиме изменения во времени тока $i(t)$, перемещения $x_1(t)$ и скорости бойка $v_1(t)$.

Также на рисунках 5.14 – 5.16 приведены временные диаграммы изменения этих же величин в режиме наброса нагрузки в виде дополнительной присоединенной к бойку массы $m_2 = 0,01\text{ кг}$ в момент времени $t = 0,6\text{ с}$. Как следует из диаграмм (рисунки 5.14 – 5.16) наброс нагрузки в виде дополнительной присоединенной к бойку массы повлиял на снижение максимального тока в 1,08 раза, амплитуды колебаний в 1,36 раза и максимальной скорости бойка соответственно в 1,71 раза.

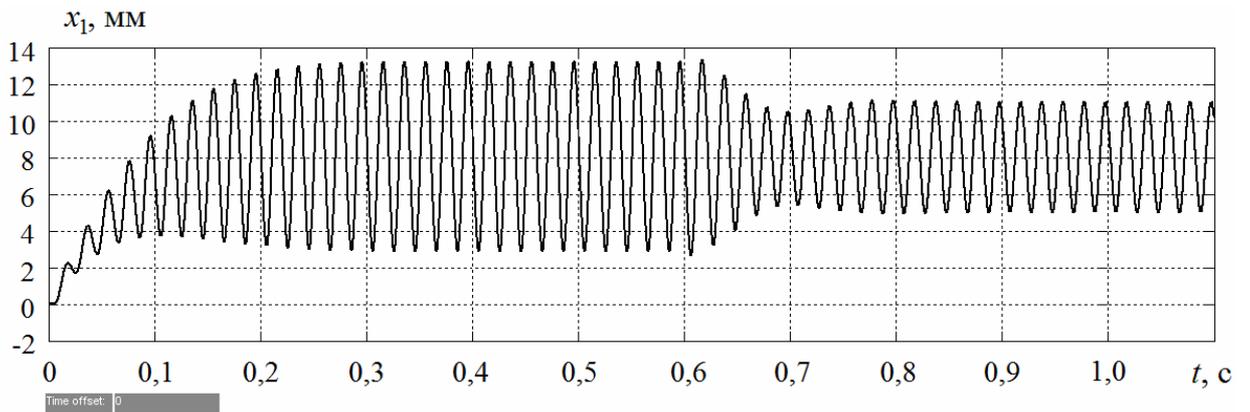


Рисунок 5.14 – Временная диаграмма переходного процесса перемещения бойка $x_1(t)$ в режиме наброса нагрузки

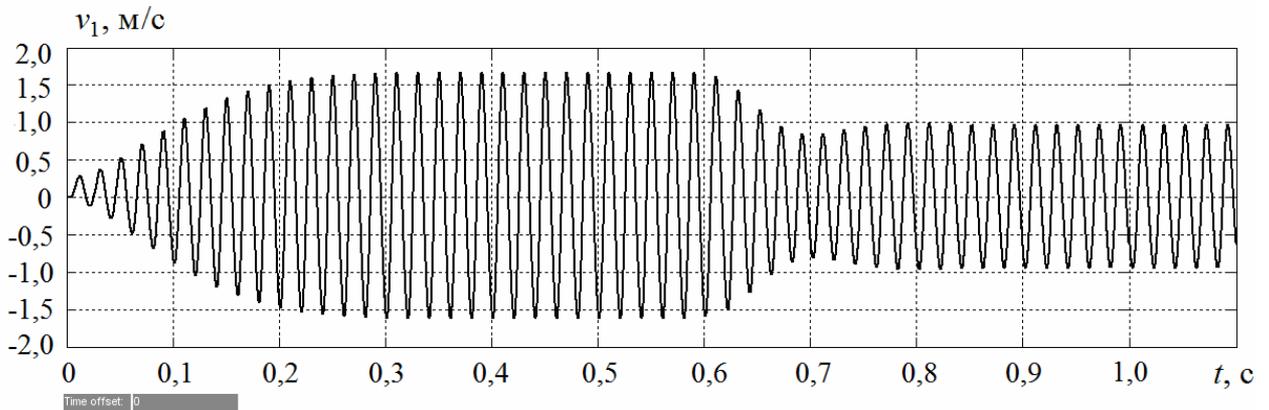


Рисунок 5.15 – Временная диаграмма переходного процесса для скорости бойка $v_1(t)$ в режиме наброса нагрузки

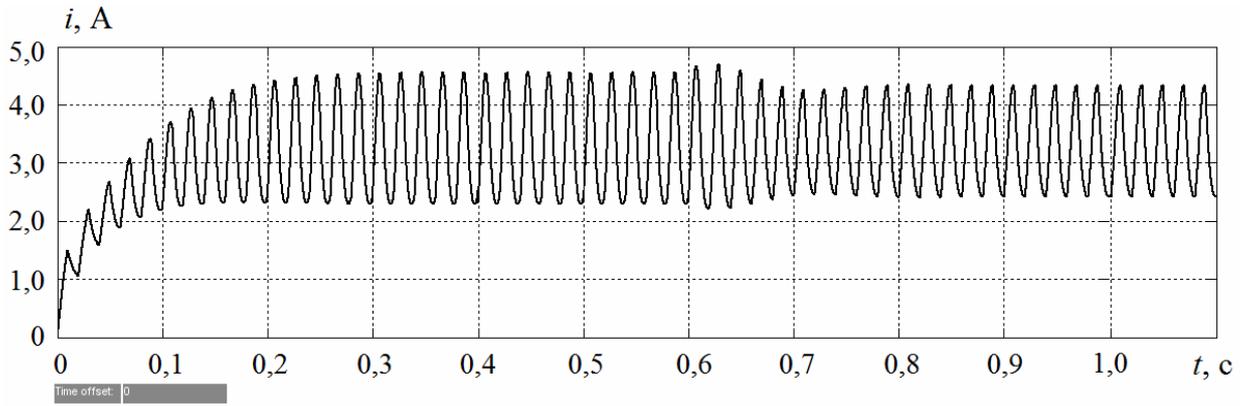


Рисунок 5.16 – Временная диаграмма переходного процесса тока $i(t)$ в режиме наброса нагрузки

На рисунке 5.17 показаны графики рабочего процесса ЭМКС с ЭМД в виде максимальных значений амплитуды A_{1m} , скорости $v_{1\max}$ колебаний, и максимального значения тока i_{\max} для квазиустановившегося режима в зависимости от присоединенной к бойку массы m_2 , выраженной через относительные единицы массы движущихся частей $m^* = \frac{m_1 + m_2}{m_1}$.

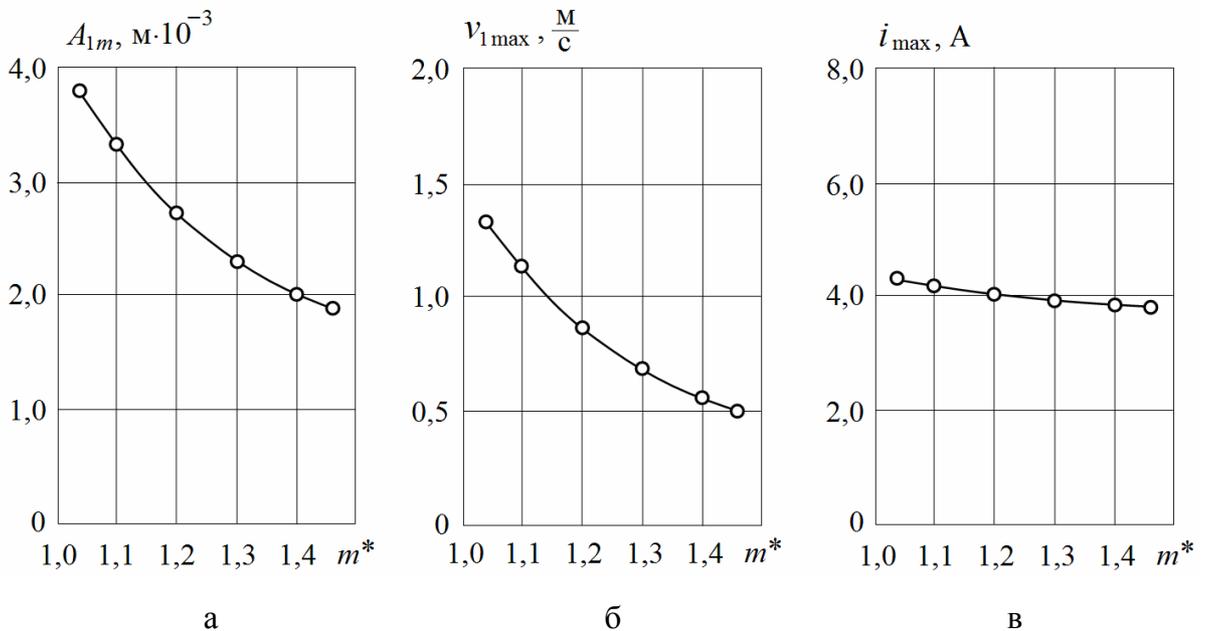


Рисунок 5.17 – Графики рабочего процесса ЭМКС для квазиустановившегося режима вынужденных колебаний

Из рисунка 5.17 следует, что амплитуда колебаний $-A_{1m}$ (рисунок 5.17, а) и максимальная скорость колебаний $-v_{1\max}$ (рисунок 5.17, б) существенно зависят от массы движущихся частей механической системы. В меньшей степени масса подвижных частей оказывает влияние на максимальные значения тока i_{\max} в цепи обмотки катушки (рисунок 5.17, в) и электромагнитное усилие $f_{\text{эм}\max}$.

На рисунках 5.18 – 5.24 приведены временные диаграммы модели одномассовой ЭМКС в качестве входного сигнала, которой использовался однофазный источник синусоидального напряжения частотой 50 Гц по однополупериодной схеме выпрямления с амплитудой сигнала $U_m = 175 \text{ В}$.

Анализ рабочих процессов выполнен для следующих параметров модели: $m_1 = 0,2 \text{ кг}$; $r_k = 8,2 \text{ Ом}$; $b_1 = 5,0 \text{ Н} \cdot \text{с/м}$; $f_{\text{тр}} = 5,0 \text{ Н}$; $k_1 = 12500 \text{ Н/м}$. Частота собственных колебаний механической системы $\omega_0 = 250 \text{ с}^{-1}$.

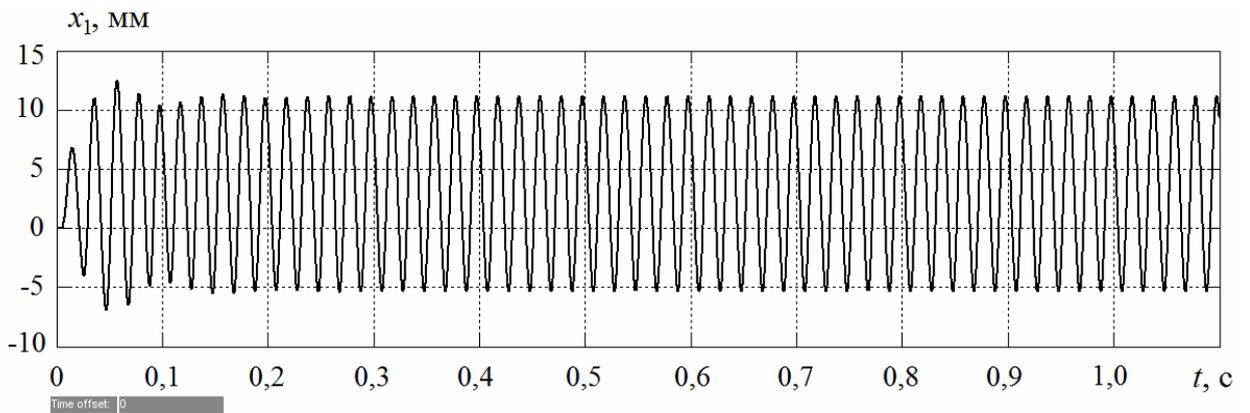


Рисунок 5.18 – Временная диаграмма перемещения якоря $x_1(t)$

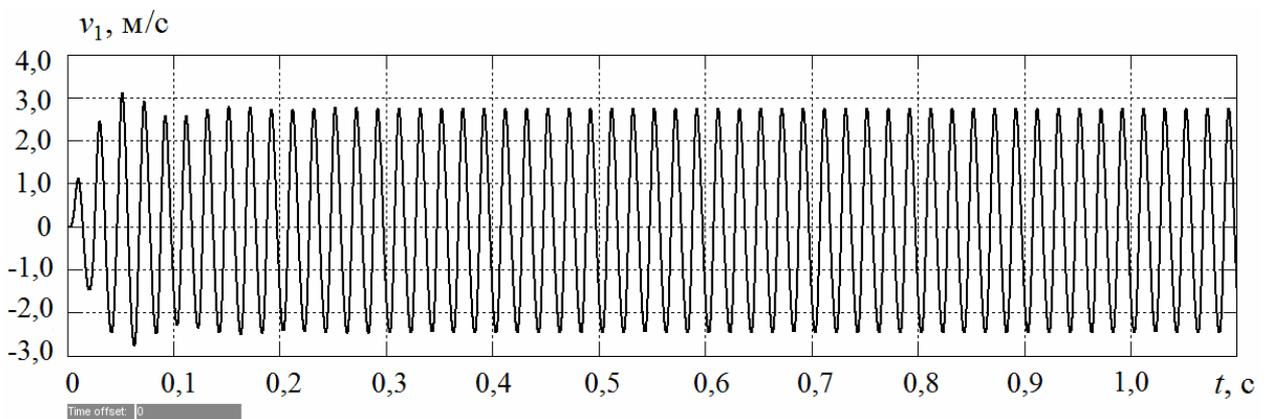


Рисунок 5.19 – Временная диаграмма скорости якоря $v_1(t)$

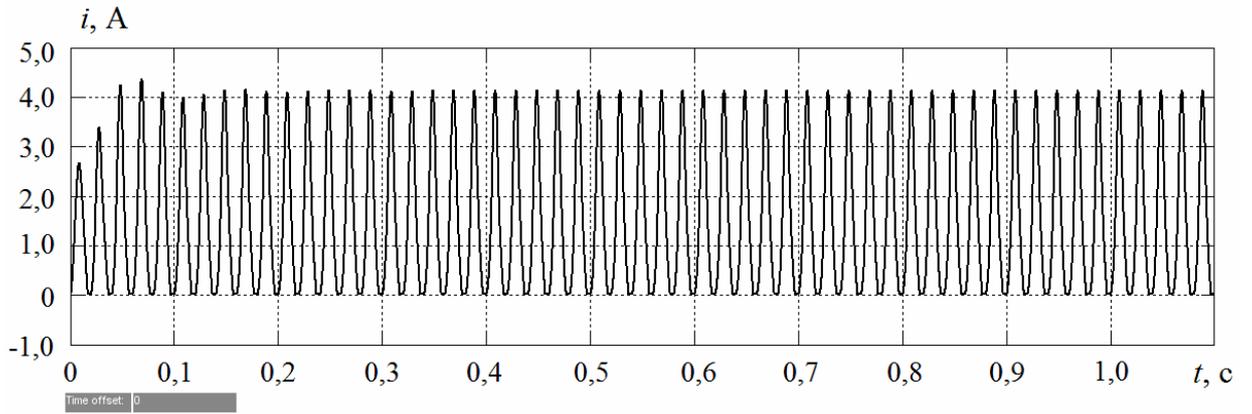


Рисунок 5.20 – Временная диаграмма тока $i(t)$

Для временных диаграмм на рисунках 5.21 – 5.23 момент времени $t = 0,6$ с характеризуется набросом нагрузки и присоединением к собственной массе бойка дополнительной массы $m_2 = 0,05$ кг, что естественным образом отразилось на изменении частоты собственных колебаний механической системы.

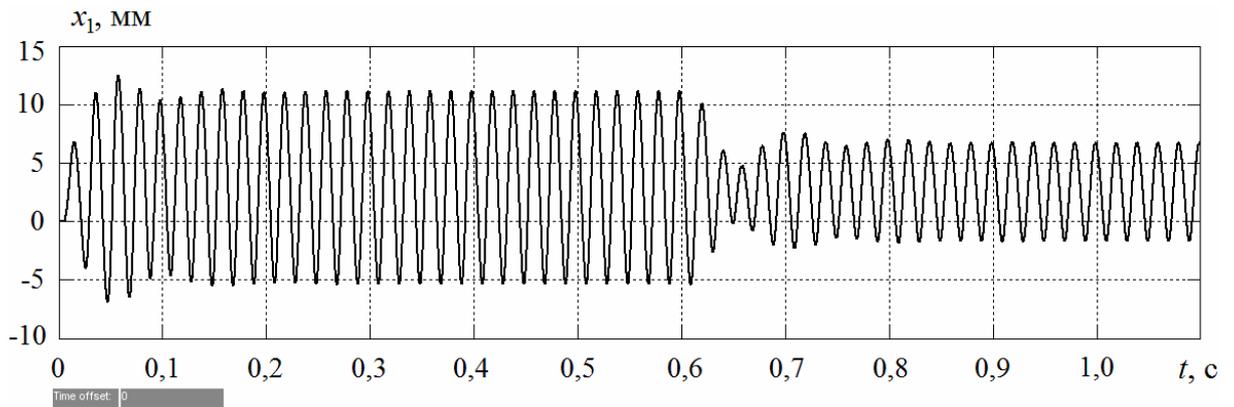


Рисунок 5.21 – Временная диаграмма переходного процесса перемещения якоря $x_1(t)$ в режиме наброса нагрузки

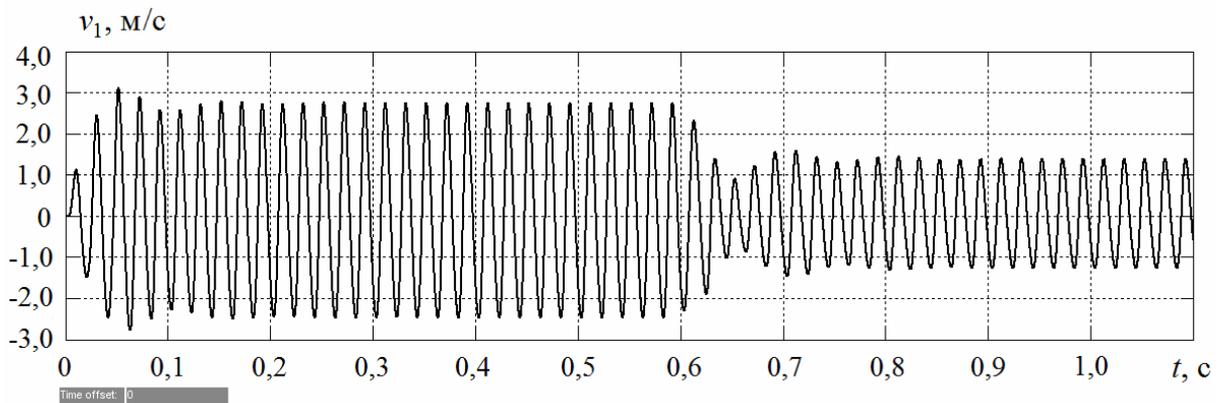


Рисунок 5.22 – Временная диаграмма переходного процесса для скорости якоря $v_1(t)$ в режиме наброса нагрузки

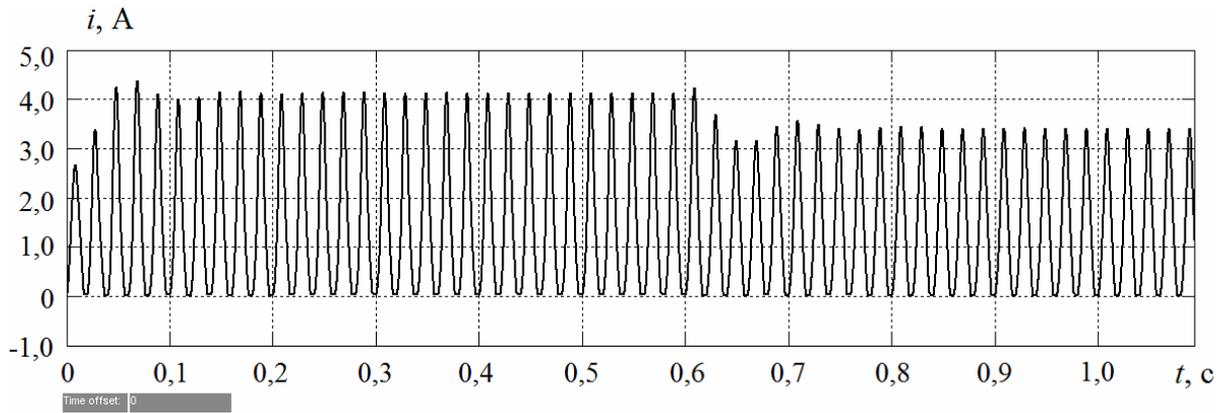


Рисунок 5.23 – Временная диаграмма переходного процесса тока $i(t)$ в режиме наброса нагрузки

Графики рабочего процесса для установившегося режима в виде максимальных значений амплитуды A_{1m} и скорости $v_{1\max}$ колебаний, а также максимальных значений тока i_{\max} и электромагнитного усилия $f_{\text{ЭМ}\max}$ в зависимости от присоединенной массы подвижных частей, выраженной через относительные единицы $m^* = 1 + \frac{m_2}{m_1}$, представлены на рисунке 5.24.

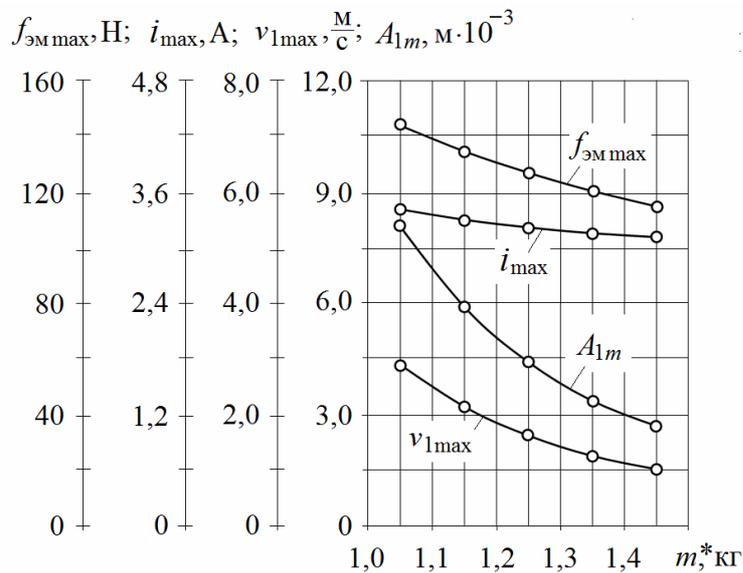


Рисунок 5.24 – Графики рабочего процесса для установившегося режима вынужденных колебаний ЭМКС

Разница в частоте собственных колебаний механической системы с увеличением относительной массы в установленных пределах составила $\omega_0 = 245 \dots 205 \text{ с}^{-1}$. Из

графиков (рисунок 5.24) следует, что амплитуда колебаний A_{1m} и максимальная скорость колебаний $v_{1\max}$ в большой степени зависят от массы подвижных частей механической системы. В меньшей степени этой зависимости подвержены максимальные значения тока в цепи катушки i_{\max} и электромагнитного усилия $f_{\text{эм}\max}$.

На рисунке 5.25 показаны изменения величин амплитуды и максимальной скорости колебаний бойка ЭМКС в зависимости от величины коэффициента вязкого трения упругих связей b_1 и силы трения скольжения $f_{\text{тр}}$, возникающих в механической системе

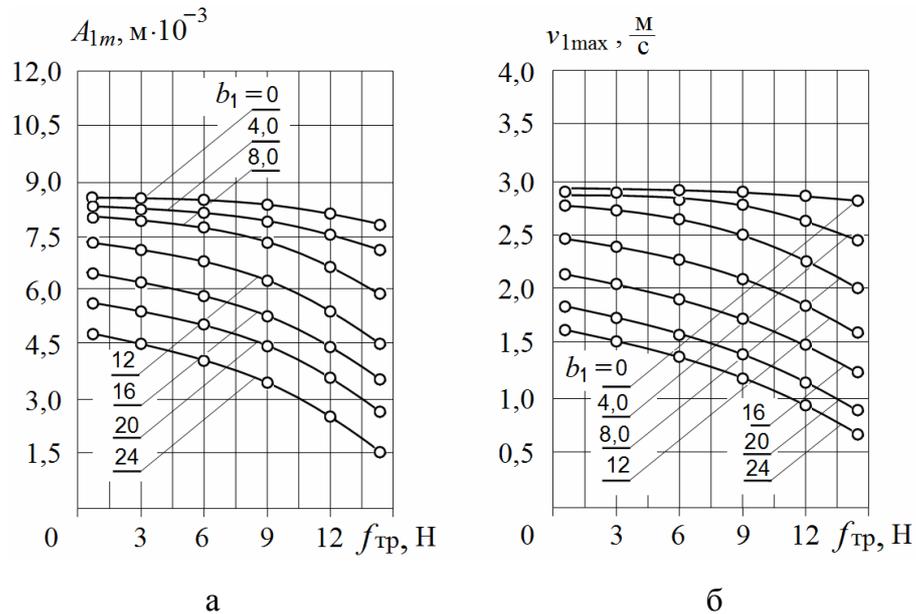


Рисунок 5.25 – Графики влияния демпфирующих свойств упругих связей и сил трения скольжения на: а – амплитуду колебаний A_{1m} ; б – максимальную скорость колебаний $v_{1\max}$

Из представленных зависимостей $A_{1m} = f(b_1, f_{\text{тр}})$ и $v_{1\max} = f(b_1, f_{\text{тр}})$ видно, что они имеют явно зависимый характер. Несложно показать (рисунок 5.25, а), что изменение силы трения скольжения в пределах $f_{\text{тр}} = 3 \dots 12$ Н приводит к разнице вычисления амплитуды колебаний A_{1m} , которая в зависимости от величины коэффициента b_1 может составлять от 8% до 45%.

Также существенное влияние процессы рассеяния энергии в механической системе оказывают на максимальную скорость колебаний $v_{1\max}$ (рисунок 5.25, б). При этом точность динамической модели в значительной степени зависит от правильности

выбора коэффициента вязкости упругих связей и силы трения скольжения.

На рисунке 5.26 получены рабочие характеристики ЭМКС для случая, когда частота собственных колебаний механической системы (частота механического резонанса $\omega_0 = 250 \text{ с}^{-1}$) отличается от частоты вынужденных колебаний бойка $\omega = 1,256 \omega_0$.

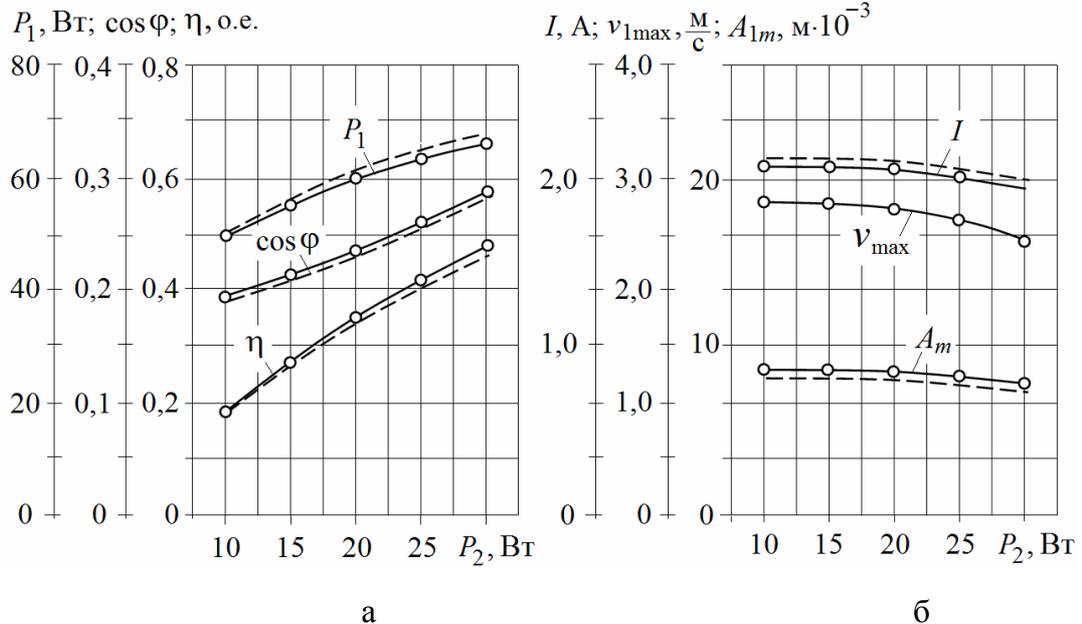


Рисунок 5.26 – Рабочие характеристики ЭМКС: а – зависимости $P_1 = f(P_2)$, $\cos \varphi = f(P_2)$ и $\eta = f(P_2)$; б – зависимости $I = f(P_2)$, $v_{1\max} = f(P_2)$ и $A_{1m} = f(P_2)$

В качестве условной полезной мощности P_2 здесь рассматриваются суммарные потери мощности от вязкого трения упругих связей P_{b1} и трения скольжения $P_{f_{\text{тр}}}$, определяющие механическую мощность ЭМКС. С целью верификации динамической модели выполнялось сравнение рабочих характеристик ЭМКС, полученных с помощью компьютерного расчета (рисунок 5.26), с данными физического эксперимента.

При проведении физического эксперимента регулирование условной полезной мощности осуществлялось изменением силы трения скольжения $f_{\text{тр}}$, возникающего между поверхностями присоединенной массы m_2 и направляющей втулкой.

Используемый при моделировании коэффициент вязкого трения упругих связей b_1 определялся экспериментально на основании исследования затухающего колебательного процесса механической системы по методике, рассмотренной в [226].

По результатам измерений определялись действующие значения напряжения, тока в катушке и активной мощности P_1 . Затем производился расчет полной мощности и коэффициента мощности. В связи с тем, что потери в магнитопроводе на вихревые токи относительно невелики (использовалась шихтованная магнитная система), то полезная мощность ЭМКС приближенно определялась, как разность потребляемой активной мощности P_1 и мощности омических потерь в катушке $P_M = I^2 r_k$, по выражению $P_2 \approx P_1 - P_M$.

Сравнение расчетных и экспериментальных зависимостей показывает хорошее соответствие качественных и количественных результатов [225 – 230], что стало возможным только при точном учете аналогов механических характеристик модели. По результатам сравнения расхождение расчетных и экспериментальных характеристик модели не превышало погрешности в 5 – 8%, общепринятой для инженерной практики.

5.3 Исследование взаимосвязей параметров в трехмассовой ЭМКС с ЛЭМД

Основу модели трехмассовой ЭМКС с ЛЭМД составляют дифференциальные уравнения (5.4), характеризующие динамическое состояние этой системы, определенным образом зависящей от свойств упругих связей (рисунок 5.3).

Детализированная структурная схема подсистемы по учету магнитных свойств модели и подсистема учета механических свойств модели приведены на рисунке 5.4 и рисунке 5.5, соответственно.

Вариант структурной схемы динамической модели трехмассовой ЭМКС в программе Matlab Simulink аналогичен варианту схемы одномассовой модели на рисунке 5.10. Исключение составляет подсистема учета механических свойств модели, которую следует реализовать в соответствии с рисунком 5.5.

Полагая, что процессы, возникающие в трехмассовой ЭМКС, аналогичны процессам в варианте одномассовой модели и отличаются только более сложным характером колебаний инерционных масс, для визуализации возможностей динамической модели ограничимся только расчетами переходного колебательного процесса в виде линейных перемещений центров масс.

Диаграммы перемещений центров масс с координатами x_1 , x_2 и x_3 представлены на рисунках 5.27 – 5.29.

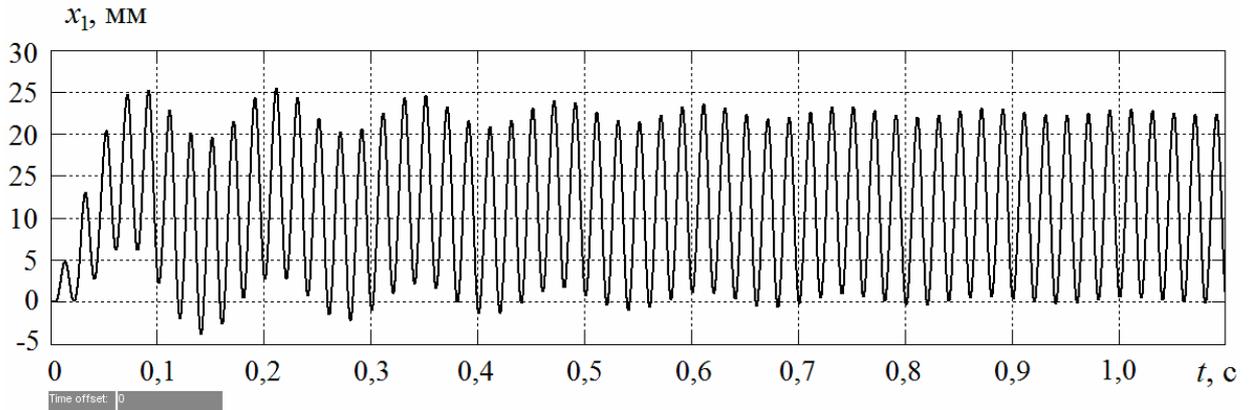


Рисунок 5.27 – Временная диаграмма перемещения якоря $x_1(t)$ массой m_1

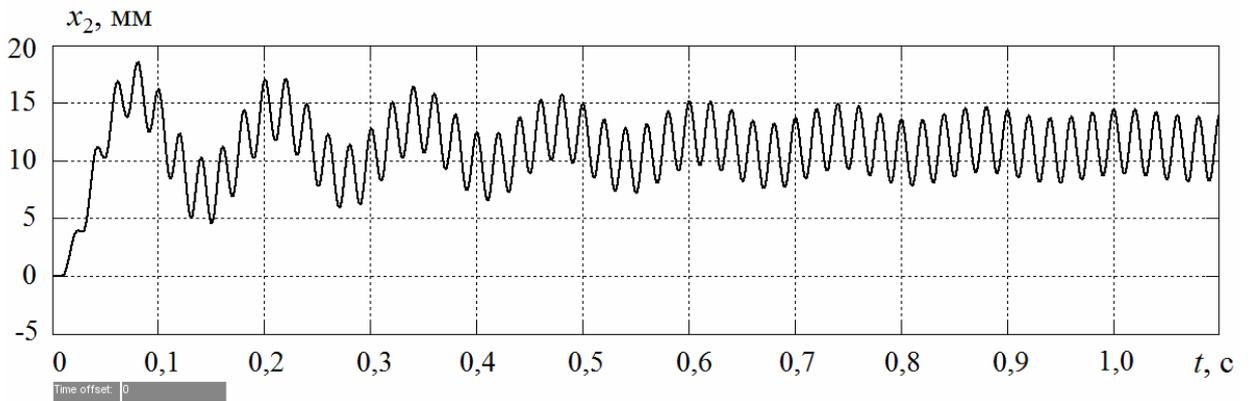


Рисунок 5.28 – Временная диаграмма перемещения $x_2(t)$ относительно центра с присоединенной массой m_2

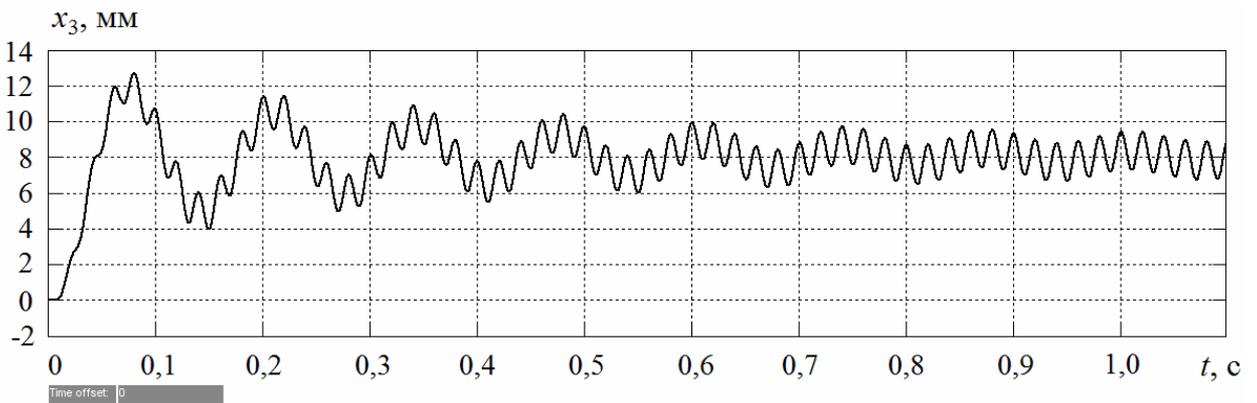


Рисунок 5.29 – Временная диаграмма перемещения $x_3(t)$ относительно центра с массой M

Расчеты получены при следующих параметрах модели: $m_1 = 0,2$ кг; $m_2 = 0,4$ кг
 $M = 1,5$ кг; $k_1 = 12500$ Н/м; $k_2 = 8100$ Н/м; $k_3 = 5000$ Н/м; $b_1 = 5,0$ Н·с/м;

$$b_2 = 3,0 \text{ Н} \cdot \text{с/м}; b_3 = 2,5 \text{ Н} \cdot \text{с/м}; f_{\text{тр}1} = 5,0 \text{ Н}; f_{\text{тр}2} = 5,0 \text{ Н}.$$

В качестве входного сигнала, использовался однофазный источник синусоидального напряжения частотой 50 Гц по однополупериодной схеме выпрямления с амплитудным значением напряжения $U_m = 175 \text{ В}$.

Основные параметры магнитной подсистемы повторяют параметры одномассовой ЭМКС и достаточно подробно рассмотрены в [225, 229, 230].

Из анализа диаграмм (рисунки 5.27 – 5.29) следует, что возникающие сложные колебания в механической системе отражают результат наложения вынужденных колебаний от действия периодической электромагнитной силы и свободных колебаний механической системы трехмассовой ЭМКС.

5.4 Реализация режима ударного взаимодействия импульсов сил в многомассовой ЭМКС с ЛЭМД

В самом простейшем варианте ЭМКС с ЛЭМД представляют собой сравнительно сложную динамическую систему с несколькими степенями подвижности исполнительных элементов конструкции, управляемых внешним магнитным полем катушки, которые, в конечном счете, определяют конфигурацию ударного узла.

Механическая колебательная система ударных узлов содержит в своем составе традиционные массоинерционные, упругие и диссипативные звенья, в разной степени по времени взаимодействующие между собой в процессе движения. Эти взаимодействия определенным образом связаны с процессами рассеяния (поглощения) энергии как за счет собственных демпфирующих свойств упругих связей и сил сухого трения, так и за счет изменения физических свойств конструкционных материалов в процессе соударений.

В этой связи разработка математической модели динамики электромагнитного ударного узла, наиболее полно отражающей взаимосвязи параметров ЭМКС, для изучения закономерностей движения ударной массы и эффективности процесса энергопреобразования при передаче энергии ударом в деформируемую среду с учётом влияния внешних воздействий (изменение параметров питающего источника, изменение скорости восстановления и величины отскока ударной массы бойка, усилия нажатия и т.д.) имеет важное значение.

5.4.1 Математическая модель многомассовой ЭМКС с ЛЭМД с учетом ударного взаимодействия

На рисунке 5.30 приведен распространенный вариант ЭМКС в виде конструкции ударного узла прямого действия с безынерционным упругим звеном для возврата бойка [190]. Возвратно-поступательное (колебательное) движение ударной массы бойка 1 возникает в результате его взаимодействия с магнитным полем катушки 2 . Под действием электромагнитных сил боек 1 разгоняется и наносит удар по выступающей части рабочего инструмента 3 , генерируя в нем за короткий промежуток времени ударный импульс силы. Обратный ход бойка осуществляется за счет потенциальной энергии безынерционного звена (пружины) 5 и частично за счет кинетической энергии при отскоке бойка 1 от рабочего инструмента 3 . Для гашения вибраций между основанием крепления 6 к корпусу и ударным узлом используется виброизолирующее устройство в виде дополнительного упругого звена 7 заданной жесткости. Расположенные на одной оси виброизолирующее устройство, цилиндрический боек 1 , магнитопровод 4 и размещенная внутри магнитопровода катушка 2 формируют заданную конфигурацию ударного узла. Усилие нажатия F_H обеспечивает устойчивую связь ударного узла с рабочим инструментом при возбуждении периодических ударных импульсов сил и взаимодействии с деформируемой средой.

Наличие ограничителей движения ударной массы бойка в виде верхнего упора и ударного сечения рабочего инструмента обеспечивает гарантированное начальное и конечное положение ударной массы бойка в течение всего времени работы. Следует указать, что движение ударной массы бойка и рабочего инструмента в направляющих, а также имеющее место вибрация ударного узла относительно корпуса вызывает дополнительные потери энергии вследствие возникающих сил трения, препятствующих их движению.

Механическая и магнитная подсистемы электромагнитного ударного узла связаны зависимостью электромагнитного усилия $f_{ЭМ} = f(i, x_1)$ от величины протекающего тока i в катушке и координаты положения ударной массы бойка x_1 , а связь магнитной и электрической подсистемы – зависимостью величины потокосцепления $\psi = f(i, x_1)$, и в общем случае описывается уравнением электрического равновесия системы

$$u(t) = i r_k + \frac{d\psi(i, x_1)}{dt}, \quad (5.11)$$

где $u(t)$ – напряжение на обмотке катушки; r_k – активное сопротивление обмотки.

Рассматривая движение взаимодействующих между собой инерционных масс относительно выбранной системы координат полагаем, что механическая система имеет четыре степени свободы ($N = 4$).

С учетом установленных связей в механической системе и действующим в системе обобщенным силам, соответствующим потенциальной энергии, энергии рассеяния и внешним воздействиям, на рисунке 5.31 рассмотрена расчетная динамическая схема механической системы ударного узла ЭМКС с ЛЭМД.

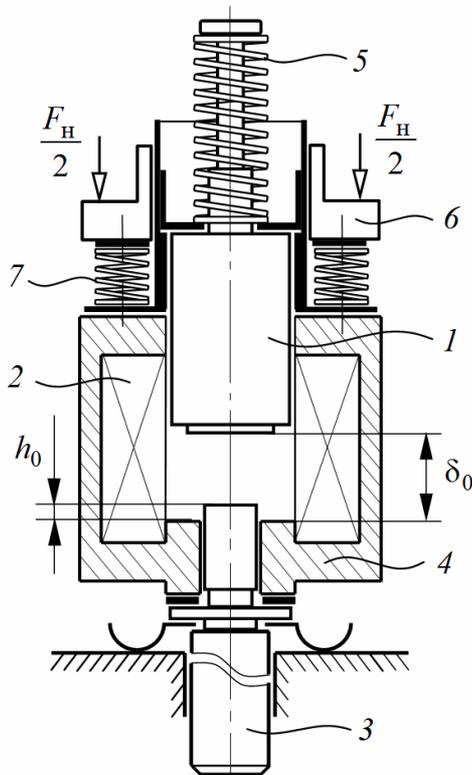


Рисунок 5.30 – Конструктивная схема ударного узла ЭМКС с ЛЭМД

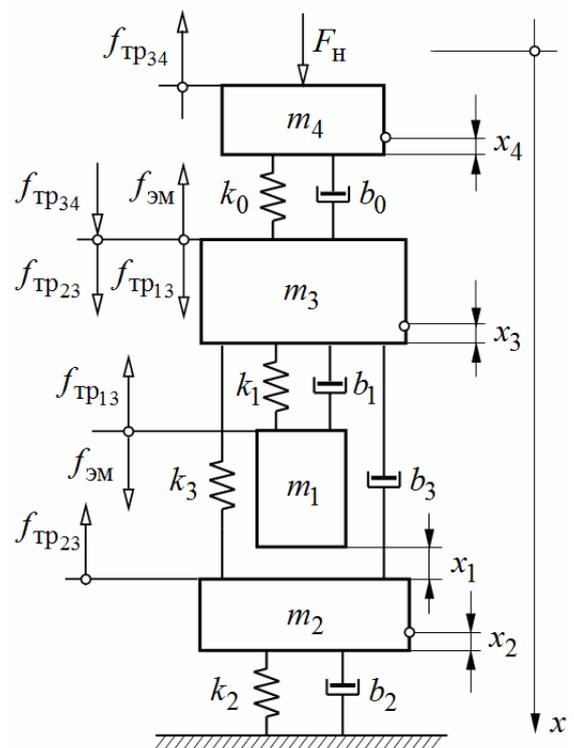


Рисунок 5.31 – Расчетная динамическая схема ЭМКС

В качестве обобщенных координат принимаем линейные перемещения центра масс: перемещение бойка x_1 массой m_1 ; перемещение рабочего инструмента x_2 массой m_2 ; перемещение электромагнитного двигателя x_3 массой m_3 и перемещение сборного корпуса x_4 массой m_4 .

Принимая положение устойчивого равновесия за начало отсчета обобщенной

координаты и за нулевой уровень потенциальной энергии, рассмотрим малые колебания динамической системы относительно положения ее статического равновесия. Колебания системы в пространстве будут описываться зависимостью обобщенных координат x_1 , x_2 , x_3 и x_4 от времени, отчитываемых от положения равновесия.

Уравнения движения механической системы получим на основании уравнения Лагранжа второго рода (5.2). Рассматривая движения центра масс m_1 , m_2 , m_3 и m_4 относительно выбранных обобщенных координат последовательно определим величины, входящие в (5.2):

– кинетическая энергия механической системы для поступательно движущихся масс

$$T = \frac{m_1 \dot{x}_1^2}{2} + \frac{m_2 \dot{x}_2^2}{2} + \frac{m_3 \dot{x}_3^2}{2} + \frac{m_4 \dot{x}_4^2}{2}; \quad (5.12)$$

– потенциальная энергия упругих связей механической системы:

$$\Pi = \frac{k_1 (x_1 - x_3)^2}{2} + \frac{k_2 x_2^2}{2} + \frac{k_3 (x_3 - x_2)^2}{2} + \frac{k_0 (x_4 - x_3)^2}{2}, \quad (5.13)$$

где k_1, k_2, k_3, k_0 , – коэффициенты жесткости упругих связей;

– диссипативная функция (функция Рэлея):

$$\Phi = \frac{b_1 (\dot{x}_1 - \dot{x}_3)^2}{2} + \frac{b_2 \dot{x}_2^2}{2} + \frac{b_3 (\dot{x}_3 - \dot{x}_2)^2}{2} + \frac{b_0 (\dot{x}_4 - \dot{x}_3)^2}{2}, \quad (5.14)$$

где b_1, b_2, b_3, b_0 , – коэффициенты вязкого трения упругих связей;

– обобщенные силы внешних воздействий и сил трения:

$$Q_{x_1} = f_{\text{эм}}(i, x_1) - f_{\text{тр}13} \text{sign } \dot{x}_1; \quad Q_{x_2} = -f_{\text{тр}23} \text{sign } \dot{x}_2;$$

$$Q_{x_3} = (f_{\text{тр}13} + f_{\text{тр}23} + f_{\text{тр}34}) \text{sign } \dot{x}_3 - f_{\text{эм}}(i, x_1); \quad Q_{x_4} = -f_{\text{тр}34} \text{sign } \dot{x}_4 + F_{\text{н}},$$

где $f_{\text{эм}}(i, x_1)$ – вынуждающая электромагнитная сила; $f_{\text{тр}13}$, $f_{\text{тр}23}$, $f_{\text{тр}34}$ – силы сухого трения скольжения; $F_{\text{н}}$ – постоянная величина усилия нажатия.

Выполнив операции дифференцирования по выбранным обобщенным координатам, скоростям и времени выражений кинетической (5.12), потенциальной (5.13) энергий и функции Рэлея (5.14), а, также учитывая выражения для обобщенных сил, сил трения скольжения и уравнения электрического равновесия (5.11), получим систему уравнений динамического состояния ЭМКС (рисунок 5.30) при воздействии

внешней возмущающей силы $f_{\text{эм}}(i, x_1)$, заданной функцией тока и координаты перемещения бойка, без учета ударного взаимодействия:

$$\left\{ \begin{array}{l} u(t) = i r_{\text{к}} + \frac{d\psi(i_{\mu}, x_1)}{dt}; \\ i = i_{\text{п}} + i_{\mu} \\ m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} + b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_1 (x_1 - x_3) = f_{\text{эм}}(i_{\mu}, x_1) - f_{\text{тр13}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}; \\ m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} + b_2 \frac{dx_2}{dt} + k_2 x_2 - k_3 (x_3 - x_2) - b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) = f_{\text{тр23}} \operatorname{sign} \frac{dx_2}{dt}; \\ m_3 \frac{d^2 x_3}{dt^2} - b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) - b_0 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) - k_1 (x_1 - x_3) + \\ + k_3 (x_3 - x_2) - k_0 (x_4 - x_3) = -f_{\text{эм}}(i_{\mu}, x_1) + (f_{\text{тр13}} + f_{\text{тр23}} + f_{\text{тр34}}) \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt}; \\ m_4 \frac{d^2 x_4}{dt^2} + b_0 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_0 (x_4 - x_3) = -f_{\text{тр34}} \operatorname{sign} \frac{dx_4}{dt} + F_{\text{н}}. \end{array} \right. \quad (5.15)$$

где $i_{\text{п}}$ – ток потерь, вызванный вихревыми токами и гистерезисом; i_{μ} – намагничивающий ток.

Отметим, что под действием внешней периодической силы $f_{\text{эм}}(i_{\mu}, x_1)$ в механической системе возникают сложные колебания, являющиеся результатом наложения вынужденных и свободных колебаний системы.

На участке прямого (рабочего) хода движение бойка осуществляется в магнитном поле катушки за время $t_{\text{р}}$, равное длительности протекания тока в цепи, боек разгоняется и наносит удар по рабочему инструменту. На участке обратного хода движение бойка осуществляется за счет запаса потенциальной энергии под действием сил упругого звена и с некоторым начальным запасом кинетической энергии, приобретенной при отскоке бойка от рабочего инструмента. Учитывая данное обстоятельство, ток в цепи катушки в течение полного цикла работы динамической системы описывается следующей зависимостью

$$i(t) \approx \begin{cases} i(t), & \text{при } nt_{\text{ц}} \leq t \leq nt_{\text{ц}} + t_{\text{р}}, \\ 0, & \text{при } nt_{\text{ц}} + t_{\text{р}} \leq t \leq (n+1)t_{\text{ц}}, \quad n = 1, 2, \dots \end{cases} \quad (5.16)$$

где n – число полных циклов; $t_{\text{ц}}$ – длительность времени рабочего цикла; $t_{\text{р}}$ – дли-

тельность времени прямого (рабочего) хода, равная времени протекания тока в цепи.

Движение бойка осуществляется в квазиустановившемся режиме работы, а наличие ограничителей движения ударной массы не позволяют бойку выходить за установленные пределы $0 \leq x \leq \delta_0 - h_0$

$$x_1(t) \approx \begin{cases} \delta_0 - h_0 = \max, & \text{при } t = nt_{\text{ц}} + t_p, \\ 0, & \text{при } t = nt_{\text{ц}}, n = 1, 2, \dots \end{cases} \quad (5.17)$$

где h_0 – величина выхода рабочего инструмента (нижний ограничитель); δ_0 – начальный рабочий воздушный зазор (верхний ограничитель) (рисунок 5.30).

Это означает, что на участке прямого хода боек проходит свой путь $x_1 = \delta_0 - h_0$ за время t_p , равное времени протекания тока в цепи катушки. При этом величина рабочего воздушного зазора, определяющего магнитное сопротивление контура замыкания магнитного потока, связана с обобщенной координатой перемещения бойка относительно положения его устойчивого равновесия выражением $\delta(t) = \delta_0 - x_1(t)$.

При составлении модели предполагалось, что сопротивление среды, оказываемое перемещению инструмента, зависит от жесткости и демпфирующих свойств введенных упругих связей, а эффективность передачи энергии в эту среду определяется только параметрами элементов ударной системы. Также учитывалось, что при частично упругом ударе не вся кинетическая энергия бойка переходит рабочему инструменту и далее в обрабатываемую среду. Часть этой энергии возвращается обратно в колебательную систему в период холостого хода бойка и частично расходуется на деформацию и нагревание тел при ударе, что сопровождается потерей кинетической энергии и подробно рассмотрено в четвертой главе.

Окончательный процесс движения ЭМКС следует рассматривать, как результат наложения вынужденных и свободных колебаний, и периодических ударных импульсов сил, обусловленных различного рода потерями энергии в упругих связях на трение скольжения и на деформацию при ударе, и потери энергии на гистерезис и вихревые токи. Принимая последнее во внимание решение (4.18), (4.19), (5.16), (5.17) совместно с (5.15) позволяют реализовать обобщенную математическую модель динамического состояния многомассовой ЭМКС с ЛЭМД (рисунок 5.30) с учетом ударно-

го взаимодействия и потерь в стали в виде следующей системы дифференциальных уравнений:

$$\left\{ \begin{array}{l} u(t) = i r_k + \frac{d\psi(i_\mu, x_1)}{dt}; \\ i = i_\pi + i_\mu; \\ m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} = \begin{cases} \tilde{\lambda}_1 + f_{\text{ЭМ}}(i_\mu, x_1) - f_{\text{ТР13}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, & \text{при } nt_\pi \leq t \leq nt_\pi + t_p; \\ \frac{m_1 \bar{v}_1}{\tau_\pi} + \tilde{\lambda}_1 - f_{\text{ТР13}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, & \text{при } nt_\pi + t_p \leq t \leq (n+1)t_\pi; \end{cases} \\ m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} = \frac{m_2 \bar{v}_2}{\tau_\pi} + \tilde{\lambda}_2 - f_{\text{ТР23}} \operatorname{sign} \frac{dx_2}{dt}; \\ m_3 \frac{d^2 x_3}{dt^2} = \tilde{\lambda}_3 + (f_{\text{ТР13}} + f_{\text{ТР23}} + f_{\text{ТР34}}) \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt} - f_{\text{ЭМ}}(i_\mu, x_1); \\ m_4 \frac{d^2 x_4}{dt^2} = \tilde{\lambda}_4 + F_\pi - f_{\text{ТР34}} \operatorname{sign} \frac{dx_4}{dt}, \end{array} \right. \quad (5.18)$$

где $\tilde{\lambda}_1 = -b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) - k_1 (x_1 - x_3)$; $\tilde{\lambda}_2 = -b_2 \frac{dx_2}{dt} + b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) - k_2 x_2 +$
 $+ k_3 (x_3 - x_2)$; $\tilde{\lambda}_3 = b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) - b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) + b_0 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_1 (x_1 - x_3) -$
 $- k_3 (x_3 - x_2) + k_0 (x_4 - x_3)$; $\tilde{\lambda}_4 = -b_0 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) - k_0 (x_4 - x_3)$;

Полученная система дифференциальных уравнений (5.18) динамического состояния ударного узла ЭМКС с ЛЭМД (рисунок 5.31) позволяет производить всесторонний анализ электромеханических процессов при учете потоков рассеяния и нелинейности магнитной цепи двигателя, влияния параметров механической колебательной систем и внешних воздействий, сопровождаемых различного рода потерями энергии.

5.4.2 Взаимосвязи параметров в четырехмассовой ЭМКС с ЛЭМД с учетом ударного взаимодействия

Вариант структурной схемы динамической модели многомассовой ЭМКС с ЛЭМД с учетом ударного взаимодействия импульсов сил, реализованный в соответствии с уравнениями состояния (5.18) представлен на рисунке 5.32.

Питание модели осуществляется по однополупериодной схеме выпрямления от однофазного источника напряжения частотой 50 Гц и реализуется с помощью подсистемы «Elektrical subsystem».

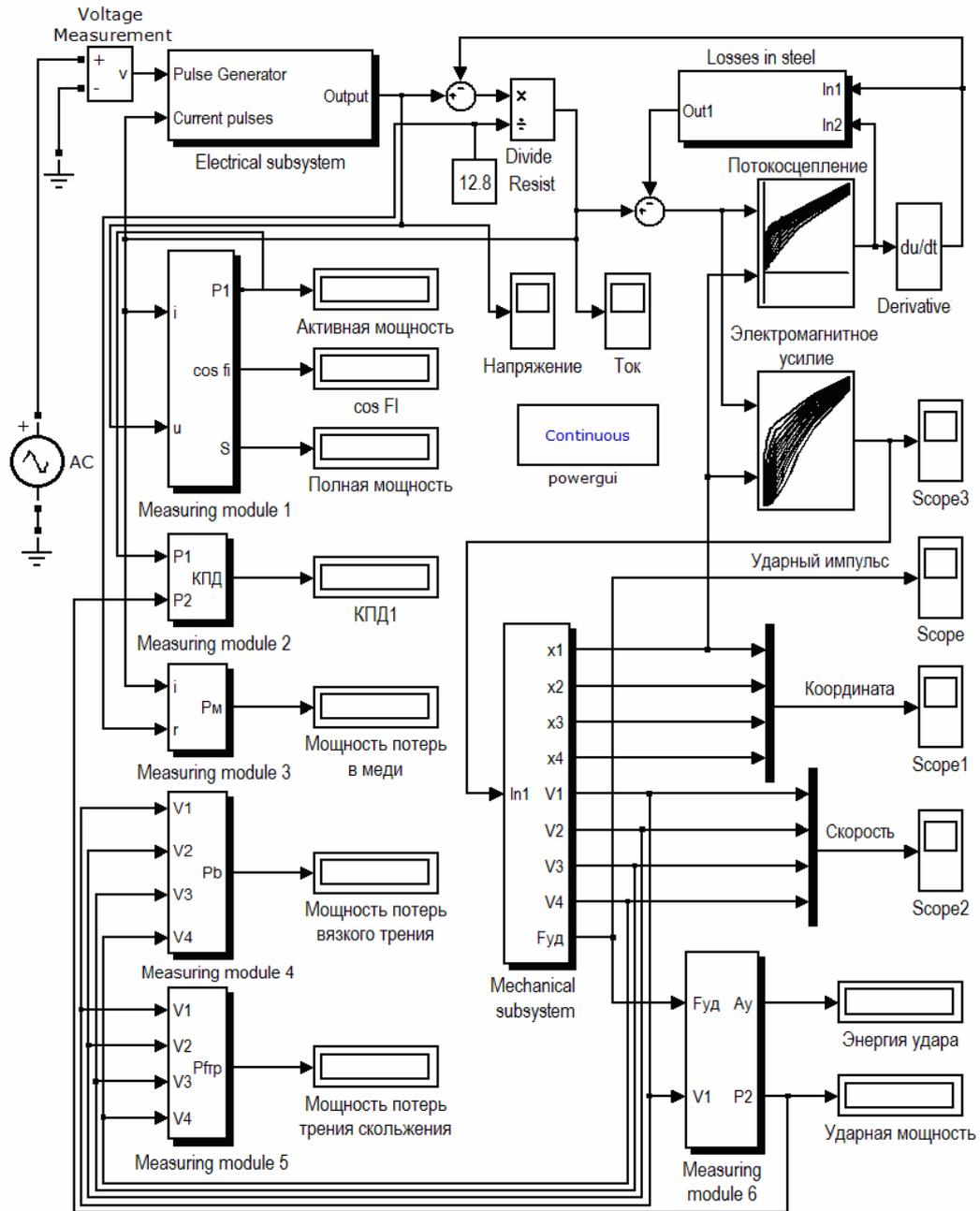


Рисунок 5.32 – Структурная схема динамической модели ударного узла ЭМКС с ЭМД

Задание функции двух аргументов и интерполяция статических параметров модели $\psi(i_\mu, x_1)$ и $f_{\text{ЭМ}}(i_\mu, x_1)$ осуществляется с помощью блока двумерных таблиц (рисунок 5.32). Для каждого статического параметра использовался массив значений (14x17), содержащий 238 опорных точек.

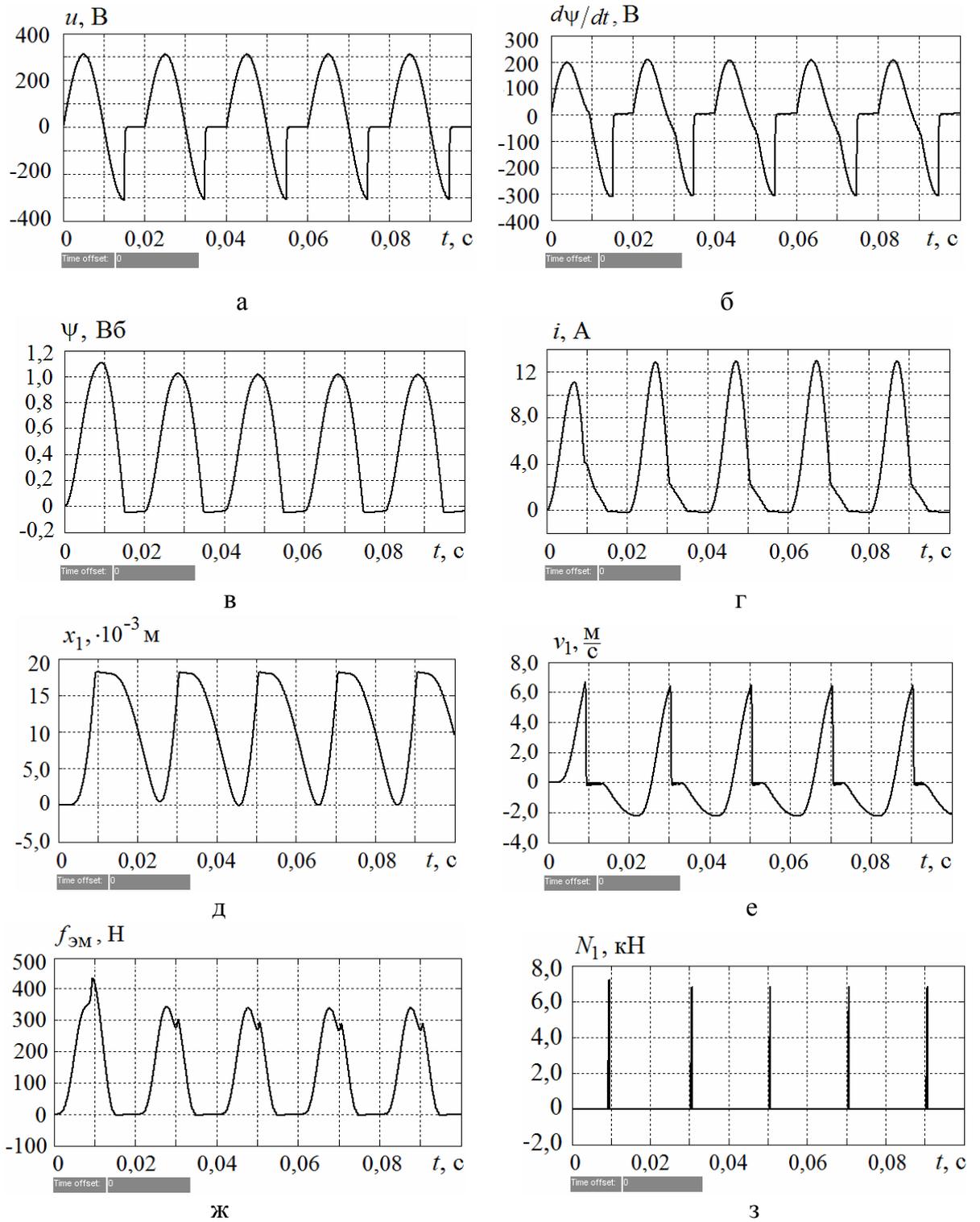


Рисунок 5.33 – Временные диаграммы: а – напряжение на обмотке катушки; б – производная потокосцепления; в – потокосцепление; г – ток; д – перемещение бойка; е – скорость перемещения бойка; ж – электромагнитная сила; з – ударные импульсы сил

Пример расчета статических параметров рассмотрен на рисунках 4.33 – 4.34. Потери энергии в стали на вихревые токи и гистерезис учтены с помощью блока «Losses in steel». Расчет потерь энергии выполнялся относительно основной гармоники магнитного потока с помощью разложения несинусоидальной функции в ряд Фурье. Детализированная структурная схема блока рассмотрена на рисунке 4.30. Учет механических свойств модели реализован с помощью подсистемы «Mechanical subsystem» (рисунок 5.32), учитывающей ударные взаимодействия импульсов сил, потери энергии в упругих связях, на трение и деформацию.

В качестве примера, на рисунке 5.33 приведены временные диаграммы процесса включения ударного узла ЭМКС с ЛЭМД (рисунок 5.30). Диаграммы отражают рабочий процесс электромагнитного ударного узла за время пяти рабочих циклов, совпадающих по времени с числом периодов однофазного источника напряжения.

Для верификации модели (5.18), учитывающей ударное взаимодействие импульсов сил выполнялось сравнение рабочих характеристик модели ударного узла, полученных с помощью компьютерного расчета, с данными физического моделирования. Для выполнения физического эксперимента использовался промышленный образец электромагнитного ударного перфоратора ТТ-312Б с регулируемой энергией ударов, разработанный внедренческим предприятием Электрическая импульсная техника и технология (ООО «ЭИТТ», г. Новосибирск) [231, 232].

Внешний вид ударного узла изображен на рисунке 5.34. Конструкция ударного узла ТТ-312Б в основном повторяет конструкцию на рисунке 5.31 с некоторыми отличиями в исполнении формы магнитной системы.

Полный комплект конструкторской документации ударного узла ТТ-312Б размещен на сайте «www.perforator-em.ru» в режиме свободного доступа.



Рисунок 5.34 – Электромагнитный ударный узел перфоратора ТТ-312Б предприятия ООО «ЭИТТ» г. Новосибирск

При проведении эксперимента пришлось отказаться от использования базового блока системы питания и управления катушкой. Катушка получала питание от сети через последовательно включенный вентилятор по однополупериодной схеме выпрямления. Также была изменена жесткость безынерционного упругого звена для гарантированного безударного возврата бойка в период бестоковой паузы.

Временная диаграмма рабочего процесса электромагнитного ударного узла для квазиустановившегося режима приведена на рисунке 5.35. Расчет выполнен за время полного рабочего цикла ударного узла.

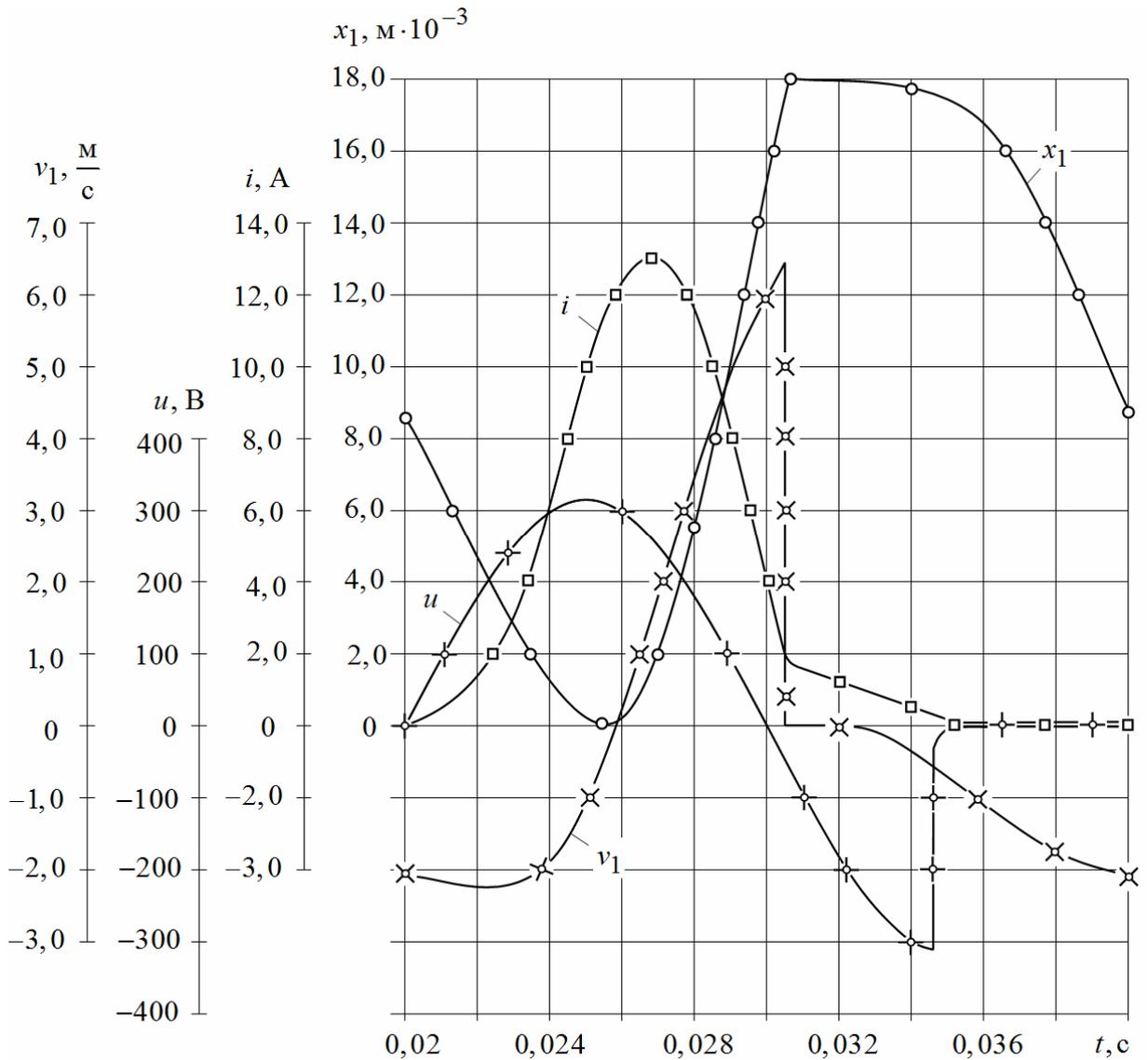


Рисунок 5.35 – Временная диаграмма рабочего процесса ЭМКС с ЛЭМД с учетом ударного взаимодействия в квазиустановившемся режиме

Расчеты получены при следующих параметрах модели: $U = 220 \text{ В}$; $w = 1035$; $r_k = 12,8 \text{ Ом}$; $m_1 = 0,182 \text{ кг}$; $m_2 = 0,5 \text{ кг}$; $m_3 = 2,7 \text{ кг}$; $m_4 = 1,2 \text{ кг}$; $k_1 = 1 \cdot 10^6 \text{ Н/м}$; $k_2 = 2 \cdot 10^6 \text{ Н/м}$; $k_3 = 25 \cdot 10^3 \text{ Н/м}$; $k_0 = 15 \cdot 10^3 \text{ Н/м}$; $b_1 = 6,0 \text{ Н} \cdot \text{с/м}$; $b_2 = 0$; $b_3 = 2,5 \text{ Н} \cdot \text{с/м}$; $b_0 = 15,0 \text{ Н} \cdot \text{с/м}$; $f_{\text{тр}13} = 10 \text{ Н}$; $f_{\text{тр}23} = 50 \text{ Н}$; $f_{\text{тр}34} = 5 \text{ Н}$; $F_H = 180 \text{ Н}$.

Ввод исходных данных параметров модели выполняется с помощью редактора М-файлов.

Результаты моделирования оценивались сравнением расчетных значений интегральных показателей действующего значения тока I , энергии удара $A_{\text{уд}}$ и коэффициента полезного действия η с показателями, полученными на физической модели ударного узла в зависимости от действующего значения питающего напряжения U однофазного источника (рисунок 5.36).

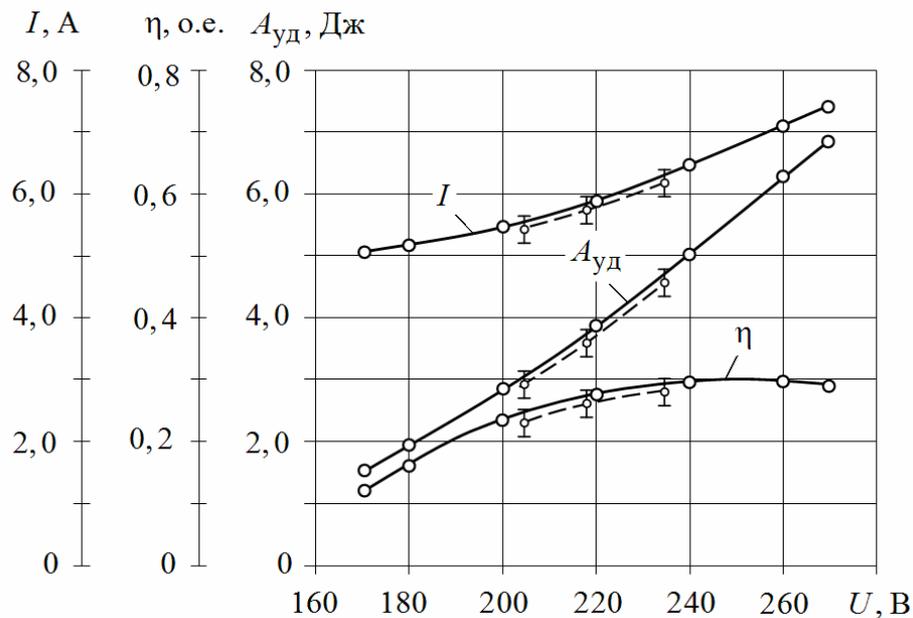


Рисунок 5.36 – Рабочие характеристики электромагнитного ударного узла ТТ-312Б предприятия ООО «ЭИТТ» г. Новосибирск:
сплошные кривые – расчетные; штриховые – экспериментальные

Сравнивая результаты моделирования и экспериментальные данные, можно сделать вывод, что созданная обобщенная математическая модель достаточно точно количественно и качественно описывает рабочий процесс ударного узла ЭМКС с

ЛЭМД. Из рисунка 5.36 видно, что максимальная погрешность расчетов составляет не более 6%, что лежит в пределах погрешности проведения и обработки экспериментальных данных.

5.5 Выводы

1. Разработаны математические модели динамического состояния многомассовых ЭМКС с ЭМД без учета ударного взаимодействия, обеспечивающие широкие возможности для всестороннего анализа рабочих режимов при возбуждении периодических колебаний системы с частотой до 100 с^{-1} . Особенностью моделей является возможность учета совокупности взаимосвязанных электромеханических процессов в переходных и квазиустановившихся режимах, учитывающих степень подвижности инерционных масс, а также процессов рассеяния энергии за счет собственных демпфирующих свойств упругих связей и сил сухого трения.

2. На примере ЭМКС с ЛЭМД, получающем питание от периодического источника напряжения, представлен алгоритм и варианты схемной реализации структурных динамических моделей и рассмотрены возможности динамического расчета для проведения всестороннего анализа рабочих процессов в переходных и квазиустановившихся режимах методами и средствами структурного моделирования в среде Matlab Simulink .

3. Разработана математическая модель динамики четырехмассовой ЭМКС с ЛЭМД, наиболее полно отражающая взаимосвязи параметров электрической, магнитной и механической подсистем при возбуждении периодических ударных импульсов сил и взаимодействии с деформируемой средой.

Несмотря на отсутствие промежуточных механизмов, и кажущейся простоте решения в вопросе преобразования электрической энергии в кинетическую энергию поступательно движущихся масс, показано, что с точки зрения описания электромеханических процессов ЭМКС с ЛЭМД даже в самом простейшем исполнении представляет собой сравнительно сложную и многофакторную динамическую систему с большим набором связанных переменных.

4. Особенностью моделей является возможность учета совокупности взаимосвязанных электромеханических процессов в переходных и квазиустановившихся ре-

жимах, учитывающих нелинейность магнитных характеристик ЛЭМД, степень подвижности инерционных масс, свойства упругих связей, внешние воздействия, определяемые условиями работы и сопровождаемых различного рода потерями энергии, что позволяет более точно рассчитывать основные характеристики ЭМКС с ЛЭМД, варьируя значительным набором входных переменных и производить исследования рабочих режимов с большим, без ограничения, набором выходных переменных.

5. Полученные результаты являются хорошим основанием в проведении дальнейших исследований, которые при реализации математических моделей средствами структурного моделирования в среде Matlab Simulink позволят обеспечить более широкие возможности динамического расчета и, следовательно, более качественного решения вопросов, связанных с анализом и синтезом различных вариантов СЭМУД при их проектировании.

Глава 6 МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ СИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ МАШИН УДАРНОГО ДЕЙСТВИЯ И РЕЗУЛЬТАТЫ АНАЛИЗА ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

6.1 Вводные замечания

При исследовании рабочего процесса СЭМУД основными вопросами являются установление закономерностей между параметрами электромагнитного двигателя (ЭМД) и параметрами ЭМКС ударного узла с целью определения их оптимальных соотношений, а также разработки методик и рекомендаций по их расчету и проектированию.

На важность в решении данного вопроса одним из первых было обращено внимание в научных трудах А.П. Тронова [45]: «Изучение рабочих процессов электромагнитных машин ударного действия необходимо не только для выявления особенностей энергопреобразования в машинах различных типов и для обоснования наиболее рационального типа ударного узла машин. Степень изученности рабочих процессов реальных электромагнитных машин во многом определяет состояние теории рабочих процессов. Однако, несмотря на многолетнюю практику создания, исследования и эксплуатации электромагнитных машин, задача комплексного изучения их рабочих процессов и способов получения возвратно-поступательного движения бойка поставлена впервые».

Ответы на поставленные вопросы можно получить в процессе исследования реальных физических моделей или их математических аналогов.

В первом случае создание реальных физических моделей весьма ограничено ресурсами для их изготовления и характеризуется длительными сроками подготовки к физическому эксперименту.

Во втором случае – применение математических аналогов вместо физических моделей является менее затратным мероприятием, а также существенно позволяет сократить сроки альтернативных исследований за счет использования моделирующих комплексов. Кроме того, позволяет скомпенсировать недостатки экспериментальных исследований благодаря более широким возможностям компьютерного моделирования. Данные, получаемые при таком моделировании, могут быть эффективно исполь-

зованы при подготовке опытных образцов СЭМУД и сокращении сроков их испытаний.

Однако, как уже отмечалось (глава 4, параграф 4.1) любая СЭМУД, использующая в составе ЭМКС и вспомогательные устройства для передачи энергии удара в деформируемую среду, представляет сложную и связанную динамическую систему с большим числом входных переменных.

Упрощение связей в этой системе, работающей исключительно в переходных и квазиустановившихся режимах, ограничивает возможности всестороннего анализа электромеханических процессов и по известным причинам негативно отражается на достоверности получаемых результатов.

Для повышения уровня достоверности результатов соответствующим образом должны быть учтены аналоги магнитных и механических характеристик модели. Результаты подобных исследований (глава 5) дают основание считать, что при соответствующем учете этих аналогов созданные математические модели ЭМКС достаточно точно количественно и качественно описывают рабочие процессы и обеспечивают широкие возможности при проведении динамического расчета с большим числом выходных переменных. Это является хорошим основанием в решении вопросов анализа и синтеза различных вариантов СЭМУД в задачах проектирования с использованием современных методов расчета и компьютерных программ, позволяющих совместно реализовать моделирующие программные комплексы на высоком уровне.

При рассмотрении рабочих процессов СЭМУД полагаем, что движение ударной массы бойка начинается при нулевых начальных условиях, т.е. ток в цепи катушки или системы катушек, электромагнитные силы и начальные скорости инерционных масс равны нулю.

Также полагаем, что механическая и магнитная подсистемы ударного узла СЭМУД связаны зависимостью электромагнитного усилия $f_{эм} = f(i, x)$ от величины протекающего тока i в катушке и координаты положения ударной массы бойка x , а связь магнитной и электрической подсистемы – зависимостью величины потокосцепления $\psi = f(i, x)$, причем с увеличением количества катушек число этих связей кратно возрастает [219].

Для повышения точности воспроизведения нелинейных свойств магнитной подсистемы используем исходные данные в виде набора статических параметров по-

токосцепления $\psi = f(i, x)$ и электромагнитного усилия $f_{\text{ЭМ}} = f(i, x)$, получаемых в результате решения полевой задачи для электромагнитного двигателя с вполне определенной конфигурацией магнитной цепи.

Для количественной оценки мощности потерь в стальных элементах магнитопровода используем схемные реализации (глава 4), преимущественным способом расчета которых является возможность применения аппарата структурного моделирования [194, 195].

За начало отсчета обобщенных координат x_i принимаем положение устойчивого равновесия системы и нулевой уровень потенциальной энергии. Считаем, что количество обобщенных независимых координат определяет число степеней свободы механической подсистемы.

Для описания движения ЭМКС используем вариационные принципы на основе уравнений Лагранжа 2-го рода [213]. Кинетическую энергию системы получаем, рассматривая движения инерционных масс в выбранной системе координат. Статические коэффициенты жесткости и коэффициенты сопротивления, характеризующие диссипативные свойства упругих связей, принимаем линейными, что, конечно, не является обязательным.

Полагаем, что сопротивление деформируемой при ударе среды зависит от жесткости и демпфирующих свойств введенных упругих связей, а эффективность передачи энергии в эту среду определяется только параметрами ударной системы, учитывающей потери кинетической энергии на деформацию и неполное восстановление объемов частично упругих тел.

Считаем, что при частично упругом ударе (с потерями энергии) не вся кинетическая энергия бойка переходит рабочему инструменту и далее в деформируемую среду. Часть этой энергии возвращается обратно в колебательную систему. Количество энергии, переданное в деформируемую среду, и энергии, возвращаемой в механическую колебательную систему, напрямую зависит от свойств данной среды, параметров ударной системы и параметров импульса сил, воздействующих на среду.

Окончательный процесс движения инерционных масс рассматриваем, как результат наложения вынужденных, свободных колебаний и периодических ударных импульсов сил, обусловленных различного рода потерями энергии в ЭМКС.

6.2 Однокатушечная синхронная электромагнитная машина ударного действия с двухсторонним свободным выбегом бойка

6.2.1 Математическая модель динамики однокатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка

Конструктивная схема электромагнитного ударного узла СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка приведена на рисунке 6.1.

Возвратно-поступательное движение ударной массы бойка 1 возникает в результате его периодического взаимодействия с магнитным полем катушки 2. Рабочий ход бойка 1 осуществляется под действием электромагнитных сил катушки 2 и упругих сил безынерционного звена (буферной пружины) 3, аккумулирующей кинетическую энергию бойка при обратном ходе и выполняющей его реверс. Обратный ход бойка 1 осуществляется под действием электромагнитных сил катушки 2 и частично за счет кинетической энергии бойка, приобретенной при отскоке от рабочего инструмента 4. Расположенные на одной оси цилиндрический боек 1, магнитопровод 5 с размещенной внутри катушкой 2, образуют конфигурацию магнитной системы ЛЭМД. Для гашения вибраций в промежутке между упорной поверхностью удерживающего устройства 6 и ударным узлом применяется виброизолирующее устройство в виде дополнительного упругого звена (пружины) 7 заданной жесткости.

Усилие нажатия F_H через виброизолирующее устройство 7 обеспечивает устойчивую связь ударного узла с рабочим инструментом при возбуждении периодических ударных импульсов сил и взаимодействии с деформируемой средой 8. Катушка 2 получает питание от однофазного источника напряжения промышленной частоты по однополупериодной схеме выпрямления.

Полный рабочий цикл ударного узла осуществляется за время двух периодов напряжения питающего источника, что при частоте $f = 50$ Гц обеспечивает синхронную частоту ударов бойка $n_{уд}$ и длительность времени рабочего цикла $t_{ц}$:

$$n_{уд} = \frac{60f}{2p} = 1500 \text{ уд/мин}; \quad t_{ц} = \frac{2p}{f} = 0,04 \text{ с},$$

где $2p = 2$ – число периодов напряжения в течение времени рабочего цикла.

Для реализации рабочего цикла с двухсторонним свободным выбегом бойка

используется одна катушка, обеспечивающая разгон ударной массы бойка электромагнитными силами в двух направлениях. Свободный выбег бойка осуществляется за время бестоковой паузы в подаче импульсов тока, в течение которой боек, двигаясь по инерции, поочередно взаимодействует с безынерционным упругим звеном и рабочим инструментом, нанося по нему удар [44, 45, 66]. При свободном выбеге расстояние, пройденное бойком от положения магнитного равновесия до ударного сечения рабочего инструмента, обозначим как h_1 , а расстояние от положения магнитного равновесия до контакта с упругим звеном как h_2 (рисунок 6.1). Рабочий цикл ударного узла выполняется при полной синхронизации положения бойка при его движении с импульсами напряжения, поступающими на катушку.

Согласно установленным связям конструкции ударного узла (рисунок 6.1) и действующим в системе обобщенным силам, соответствующим потенциальной энергии, энергии рассеяния и внешним воздействиям, на рисунке 6.2 рассмотрена расчетная динамическая схема ЭМКС.

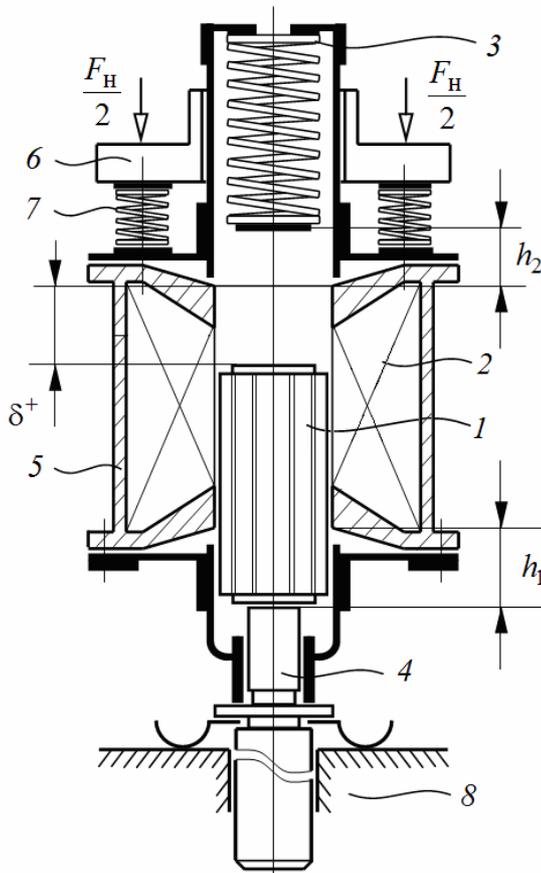


Рисунок 6.1 – Конструктивная схема однокатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка

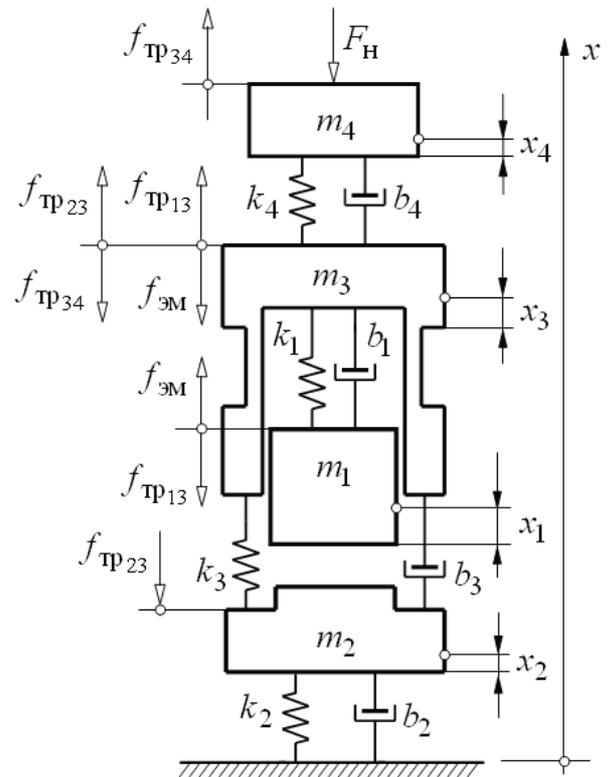


Рисунок 6.2 – Расчетная динамическая схема ЭМКС

ЭМКС имеет в своем составе традиционные массоинерционные, упругие и диссипативные звенья. В качестве обобщенных координат принимаем линейные перемещения центра масс бойка x_1 массой m_1 , рабочего инструмента x_2 массой m_2 , электромагнитного двигателя x_3 массой m_3 , и перемещение удерживающего устройства x_4 массой m_4 . Колебания системы в пространстве будут описываться зависимостью обобщенных координат $x_1 \dots x_4$ от времени, отсчитываемых от положения устойчивого статического равновесия.

Уравнение движения ЭМКС получим на основании уравнений Лагранжа второго рода (5.2). При построении математической модели полагаем, что рассматриваемая ЭМКС имеет четыре степени свободы ($N = 4$). Принимая положение устойчивого статического равновесия за начало отсчета и за нулевой уровень потенциальной энергии системы, последовательно определим величины, входящие в (5.2).

Кинетическая энергия механической системы для поступательно движущихся масс

$$T = \frac{m_1 \dot{x}_1^2}{2} + \frac{m_2 \dot{x}_2^2}{2} + \frac{m_3 \dot{x}_3^2}{2} + \frac{m_4 \dot{x}_4^2}{2}.$$

Потенциальная энергия упругих связей механической системы

$$\Pi = \frac{k_1 (x_1 - x_3)^2}{2} + \frac{k_2 x_2^2}{2} + \frac{k_3 (x_3 - x_2)^2}{2} + \frac{k_4 (x_4 - x_3)^2}{2},$$

где $k_1 \dots k_4$ – статические коэффициенты жесткости упругих связей.

Диссипативная функция Рэлея

$$\Phi = \frac{b_1 (\dot{x}_1 - \dot{x}_3)^2}{2} + \frac{b_2 \dot{x}_2^2}{2} + \frac{b_3 (\dot{x}_3 - \dot{x}_2)^2}{2} + \frac{b_4 (\dot{x}_4 - \dot{x}_3)^2}{2},$$

где $b_1 \dots b_4$ – коэффициенты вязкого трения упругих связей.

Обобщенные силы внешних воздействий и силы трения, соответствующие обобщенным координатам:

$$Q_{x_1} = f_{\text{эм}}(i_{\mu}, x_1) - f_{\text{тр}13} \text{sign } \dot{x}_1; \quad Q_{x_2} = -f_{\text{тр}23} \text{sign } \dot{x}_2;$$

$$Q_{x_3} = -f_{\text{эм}}(i_{\mu}, x_1) + (f_{\text{тр}13} + f_{\text{тр}23} - f_{\text{тр}34}) \text{sign } \dot{x}_3; \quad Q_{x_4} = f_{\text{тр}34} \text{sign } \dot{x}_4 - F_{\text{н}},$$

где $f_{\text{эм}}(i_{\mu}, x_1)$ – вынуждающая электромагнитная сила; $f_{\text{тр}13}, f_{\text{тр}23}, f_{\text{тр}34}$ – силы сухого трения скольжения; $F_{\text{н}}$ – постоянная величина усилия нажатия.

Сила сухого трения бойка в нерабочем зазоре (направляющей) $f_{\text{тр}13}$ является в общем случае зависимой величиной и включает в себя постоянную и переменную составляющие этой силы $f_{\text{тр}13} = f_{\text{тр}13}^I + f_{\text{тр}13}^{II}(i_{\mu}, x_1)$, где $f_{\text{тр}13}^I$ – постоянная составляющая силы сухого трения при обесточенной катушке; $f_{\text{тр}13}^{II}(i_{\mu}, x_1) = \mu_{\text{T}} f_{\text{эм}13}(i_{\mu}, x_1)$ – переменная составляющая силы трения, обусловленная силами одностороннего магнитного притяжения; $f_{\text{эм}13}(i_{\mu}, x_1)$ – величина усилия одностороннего магнитного притяжения; $\mu_{\text{T}} = 0,05 \dots 0,1$ – коэффициент трения скольжения стали по стали.

В соответствие с уравнением (5.2), взяв частные производные от кинетической и потенциальной энергиям, и диссипативной функции Рэля, а также производные по времени, учитывая внешние силы, силы трения скольжения совместно с уравнением электрического равновесия (5.11), математическая модель динамического состояния четырехмассовой ЭМКС без учета ударного взаимодействия будет описываться следующей системой дифференциальных уравнений:

$$\left\{ \begin{array}{l} u(t) = i r_{\text{к}} + \frac{d\psi(i_{\mu}, x_1)}{dt}; \\ i = i_{\text{п}} + i_{\mu}; \\ m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} + b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_1 (x_1 - x_3) = -f_{\text{тр}13} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt} + f_{\text{эм}}(i_{\mu}, x_1); \\ m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} + b_2 \frac{dx_2}{dt} - b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) + k_2 x_2 - k_3 (x_3 - x_2) = -f_{\text{тр}23} \operatorname{sign} \frac{dx_2}{dt}; \\ m_3 \frac{d^2 x_3}{dt^2} - b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) - b_4 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) - \\ - k_1 (x_1 - x_3) + k_3 (x_3 - x_2) - k_4 (x_4 - x_3) = -f_{\text{эм}}(i_{\mu}, x_1) + \\ + (f_{\text{тр}13} + f_{\text{тр}23} - f_{\text{тр}34}) \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt}; \\ m_4 \frac{d^2 x_4}{dt^2} + b_4 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_4 (x_4 - x_3) = f_{\text{тр}34} \operatorname{sign} \frac{dx_4}{dt} - F_{\text{н}}, \end{array} \right. \quad (6.1)$$

где $i_{\text{п}}$ – ток потерь, вызванный вихревыми токами и гистерезисом; i_{μ} – намагничивающий ток.

Под действием внешней периодической силы $f_{\text{эм}}(i_{\mu}, x_1)$ в механической систе-

ме возникают сложные колебания, являющиеся результатом наложения вынужденных и свободных колебаний системы. Отметим, что на участке разгона ударной массы бойка в магнитном поле катушки его ускоренное движение осуществляется за время, равное длительности протекающего тока.

Выход бойка из положения магнитного равновесия (положения, симметричного относительно полюсной системы двигателя) определяет свободный выбег, синхронизированный по времени с длительностью бестоковой паузы в подаче импульсов тока. Колебательные движения бойка выполняются в квазиустановившемся режиме, а наличие ограничителей движения в конструкции ударного узла не позволяют бойку выходить за установленные пределы

$$x_1(t) = \begin{cases} 0, & \text{при } \delta^+ = h_1; \\ h_1 - \delta^+, & \text{при } x_1 \leq h_1; \\ h_1 + \delta^-, & \text{при } x_1 > h_1, \end{cases} \quad (6.2)$$

где δ^+ , δ^- – переменная величина воздушного рабочего зазора, образованного положением бойка относительно верхней и нижней полюсной системы катушки.

При нарушении синхронизации в подаче импульсов напряжения процесс движения бойка при выходе из положения магнитного равновесия ($\delta = 0$) может сопровождаться при убывающем токе в цепи катушки и характеризоваться электромагнитным торможением с потерями кинетической энергии в механической системе и, соответственно, энергии удара. Согласованность в работе электрической, магнитной и механической подсистем является важным фактором в обеспечении эффективности работы ударного узла.

При подаче импульсов напряжения и протекающем в цепи катушки токе возбуждается магнитное поле, обуславливающее электромагнитную силу $f_{\text{эм}}(i_{\mu}, x_1)$, которая стремится уменьшить воздушный рабочий зазор и привести систему в состояние магнитного равновесия.

Путем изменения параметров импульса напряжения можно влиять на рабочий процесс ударного узла. В случае естественной коммутации при питании от однофазного источника напряжения синусоидальной формы по однополупериодной схеме выпрямления длительность импульсов напряжения зависит от значения параметров

индуктивности токовой цепи и формально описывается следующим приближенным неравенством

$$u(t) \approx \begin{cases} U_m \sin \omega t, & \text{при } (n-1)2\pi \leq \omega t < n2\pi, \\ 0, & \text{при } (2n-1)\pi < \omega t \leq n2\pi, \quad n = 1, 2, \dots, \end{cases} \quad (6.3)$$

где n – число полных периодов напряжения; U_m – амплитуда напряжения; ω – циклическая частота источника.

При частично упругом ударе не вся кинетическая энергия бойка переходит рабочему инструменту и далее в деформируемую среду. Часть этой энергии возвращается обратно в механическую колебательную систему. Количество энергии, переданной в деформируемую среду, и энергии, возвращаемой в механическую колебательную систему, напрямую зависит от свойств среды, параметров ударной системы и параметров импульсов сил, воздействующих на среду. При расчетах составляющие этих энергий можно учесть с помощью коэффициента отскока бойка

$$k_{\text{от}} = \frac{\bar{v}_1}{v_1},$$

где v_1 , \bar{v}_1 – скорости центра массы бойка в начале и в конце частично упругого удара.

Кинетическая энергия, возвращаемая в ЭМКС при отскоке бойка от рабочего инструмента

$$T_1 = \frac{m_1 v_1^2}{2} k_{\text{от}}^2.$$

Полезная работа, совершаемая ударным узлом, имеет импульсный характер и оценивается кинетической энергией бойка, переходящей рабочему инструменту при ударе

$$T_2 = \frac{m_1 v_1^2}{2} (1 - k_{\text{от}}^2).$$

Среднюю силу удара можно определить через изменение импульса одной из сталкивающихся масс, например массы m_2

$$N_1 = \frac{m_2 (\bar{v}_2 - v_2)}{\tau_{\text{и}}},$$

где v_2 , \bar{v}_2 – скорости центра масс рабочего инструмента в начале и конце удара; $\tau_{\text{и}}$ – длительность времени ударного импульса.

Полагая, что на момент удара в колебательной системе $v_2 \approx 0$, то средняя сила удара

$$N_1 = \frac{m_2 \bar{v}_2}{\tau_{и}}.$$

Учитывая упругое равновесие безынерционного звена на большей части рабочего цикла и соответственно равенство нулю обобщенных сил упругости, линейно зависящих от координаты положения бойка, а также сопротивления движению, пропорционального его скорости, необходимо учесть, что составляющие этих сил будут описываться кусочно-линейными функциями

$$\frac{\partial \Pi}{\partial x_1} = \begin{cases} 0, & \text{при } x_1 < h_1 + h_2; \\ k_1(x_1 - x_3), & \text{при } x_1 \geq h_1 + h_2, \end{cases} \quad (6.4)$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \dot{x}_1} = \begin{cases} 0, & \text{при } x_1 < h_1 + h_2; \\ b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right), & \text{при } x_1 \geq h_1 + h_2. \end{cases} \quad (6.5)$$

Последнее означает, что процесс рассеяния энергии в условиях вязкого трения, вызванного диссипативными силами упругих связей, может возникать только при работе сил этих связей. В конкретном случае характеристика силы упругости, являясь линейной на отдельных участках движения, оказывается в целом нелинейной.

При создании модели также полагаем, что сопротивление и упругие свойства деформируемой среды, оказываемые перемещению инструмента, зависят от жесткости и демпфирующих свойств введенных упругих связей.

Окончательный процесс движения следует рассматривать, как результат наложения вынужденных, свободных колебаний периодических ударных импульсов сил, обусловленных различного рода потерями энергии в ЭМКС.

Система (6.1) совместно с уравнениями (6.2) – (6.5) позволяет рассматривать обобщенную математическую модель динамического состояния однокатушечного ударного узла СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка в виде следующей системы дифференциальных уравнений [233]:

$$\left\{ \begin{array}{l}
u(t) = i r_k + \frac{d\psi(i_\mu, x_1)}{dt}; \\
i = i_\Pi + i_\mu; \\
m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} = \begin{cases} \frac{m_1 \bar{v}_1}{\tau_H} - f_{\text{TP13}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt} + f_{\text{ЭМ}}(i_\mu, x_1), & \text{если } \frac{dx_1}{dt} > 0, \\ \text{при } 0 \leq x_1 < h_1 + h_2; \\ -\tilde{\lambda}_1 - f_{\text{TP13}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt} + f_{\text{ЭМ}}(i_\mu, x_1), & \text{при } x_1 \geq h_1 + h_2, \text{ если } \frac{dx_1}{dt} > 0; \\ -f_{\text{TP13}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt} + f_{\text{ЭМ}}(i_\mu, x_1), & \text{при } 0 \leq x_1 < h_1 + h_2, \text{ если } \frac{dx_1}{dt} < 0; \end{cases} \\
m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} = -\frac{m_2 \bar{v}_2}{\tau_H} - \tilde{\lambda}_2 + \tilde{\lambda}_3 - f_{\text{TP23}} \operatorname{sign} \frac{dx_2}{dt}; \\
m_3 \frac{d^2 x_3}{dt^2} = \begin{cases} -\tilde{\lambda}_3 + \tilde{\lambda}_4 - f_{\text{ЭМ}}(i_\mu, x_1) + (f_{\text{TP13}} + f_{\text{TP23}} - f_{\text{TP34}}) \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt}, \\ \text{при } 0 \leq x_1 < h_1 + h_2; \\ \tilde{\lambda}_1 - \tilde{\lambda}_3 + \tilde{\lambda}_4 - f_{\text{ЭМ}}(i_\mu, x_1) + (f_{\text{TP13}} + f_{\text{TP23}} - f_{\text{TP34}}) \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt}, \\ \text{при } x_1 \geq h_1 + h_2; \end{cases} \\
m_4 \frac{d^2 x_4}{dt^2} = -\tilde{\lambda}_4 + f_{\text{TP34}} \operatorname{sign} \frac{dx_4}{dt} - F_H,
\end{array} \right. \quad (6.6)$$

где $\tilde{\lambda}_1 = b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_1 (x_1 - x_3)$; $\tilde{\lambda}_2 = b_2 \frac{dx_2}{dt} + k_2 x_2$; $\tilde{\lambda}_3 = b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) +$

$+k_3 (x_3 - x_2)$; $\tilde{\lambda}_4 = b_4 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_4 (x_4 - x_3)$; $m_1 \bar{v}_1$, $m_2 \bar{v}_2$ – импульсы сил в конце

удара; τ_H – время действия импульсов сил.

Полученная система дифференциальных уравнений (6.6) динамического состояния ударного узла СЭМУД (рисунок 6.1) позволяет производить всесторонний анализ электромеханических процессов в переходных и квазиустановившихся режимах, учитывающих нелинейность магнитной системы, ударные взаимодействия инерционных масс и свойства упругих связей в механической системе, обусловленных различного рода потерями энергии.

6.2.2 Анализ рабочих процессов однокатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка

Один из вариантов структурной схемы динамической модели однокатушечной СЭМУД, реализованный в соответствии с уравнениями состояния (6.6) в программе Matlab Simulink представлен на рисунке 6.3.

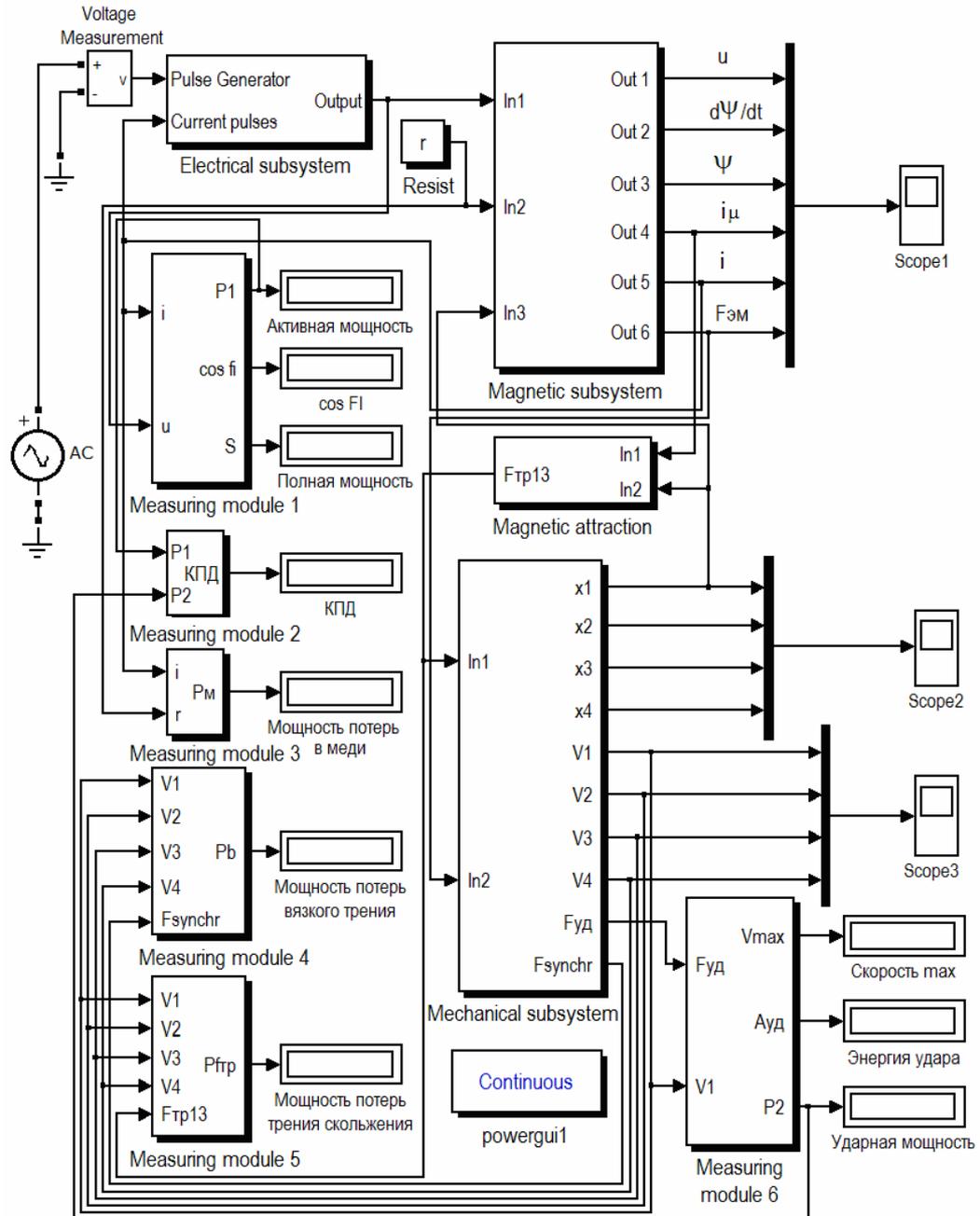


Рисунок 6.3 – Структурная схема динамической модели однокатушечной СЭМУД
с двухсторонним свободным выбегом бойка

Ввод исходных данных модели выполняется с помощью редактора М-файлов. Питание модели осуществляется по однополупериодной схеме выпрямления от однофазного источника напряжения частотой 50 Гц и реализуется с помощью подсистемы «Elektrical subsystem». Задание функции двух аргументов и интерполяция статических параметров модели $\psi(i_{\mu}, x_1)$ и $f_{\text{эм}}(i_{\mu}, x_1)$ выполняется с помощью встроенных блоков двумерных таблиц Look-Up Table(2D), входящих в базовый блок магнитной подсистемы «Magnetic subsystem». Для построения двумерных таблиц использовался массив значений (15x17), содержащий по 255 опорных точек. На рисунке 4.34 б показана расчетная область модели и результаты построения картины поля линий магнитного потока, а на рисунке 4.36 пример расчета статических параметров $\psi(i_{\mu}, x_1)$ и $f_{\text{эм}}(i_{\mu}, x_1)$. В базовом блоке также реализован механизм по учёт потерь энергии в стали на вихревые токи и гистерезис. Расчет потерь энергии выполняется относительно основной гармонике магнитного потока с помощью разложения несинусоидальной функции в ряды Фурье.

Расчет силы трения бойка, имеющей постоянную $f_{\text{тр}13}^I$ и переменную $f_{\text{тр}13}^{II}(i_{\mu}, x_1)$ составляющие этой силы, выполняется с помощью подсистемы «Magnetic attraction», структурная схема блока которой приведена на рисунке 6.4. Встроенный блок двумерной таблицы Look-Up Table(2D), входящий в данную подсистему определяет переменную составляющую усилия одностороннего магнитного притяжения при движении бойка в зависимости от его координаты и тока катушки.

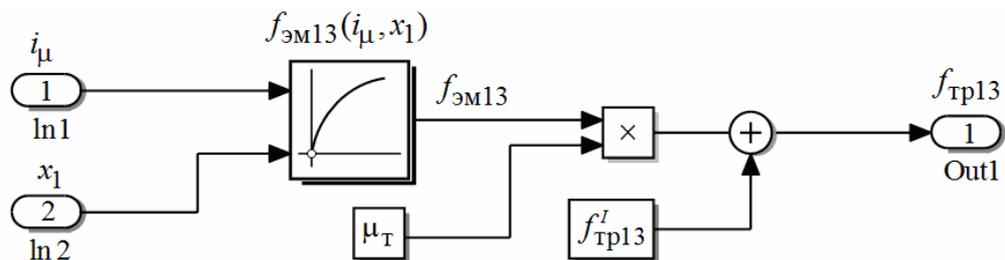


Рисунок 6.4 – Структурная схема блока «Magnetic attraction»

Учет механических свойств модели четырехмассовой ЭМКС реализован с помощью подсистемы «Mechanical subsystem» (рисунок 6.3), учитывающей ударные взаимодействия импульсов сил, потери энергии в упругих связях, на трении и деформацию.

В качестве примера, на основании созданной математической модели (6.6) на рисунках 6.5 – 6.7 приведены временные диаграммы рабочего процесса модернизированного варианта ударного узла СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка, идентичного по конструкции и размерам ударному узлу МС-18/36 [44].

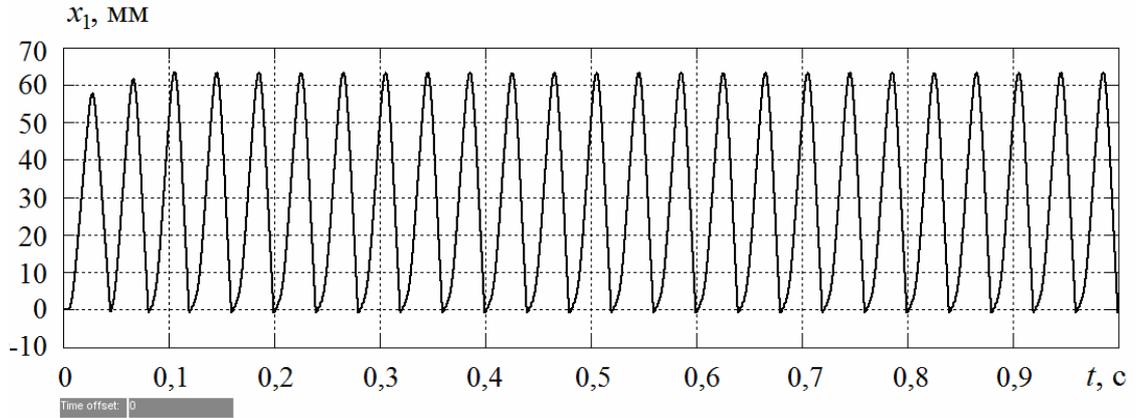


Рисунок 6.5 – Временная диаграмма перемещения бойка $x_1(t)$

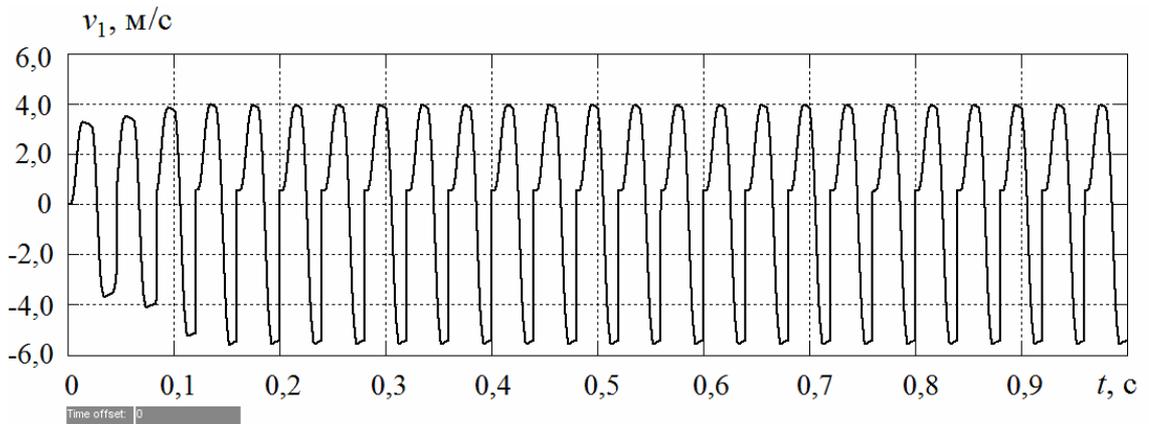


Рисунок 6.6 – Временная диаграмма скорости бойка $v_1(t)$

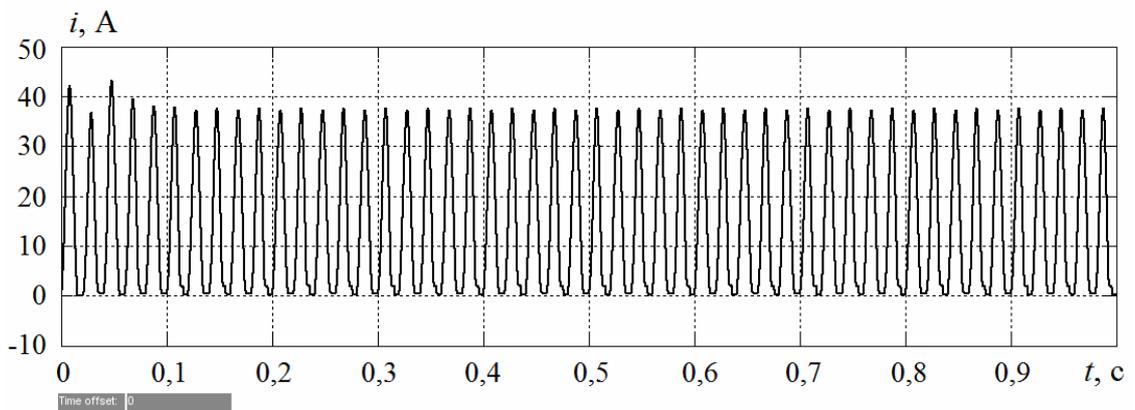


Рисунок 6.7 – Временная диаграмма тока $i(t)$ в цепи катушки
по однополупериодной схеме выпрямления

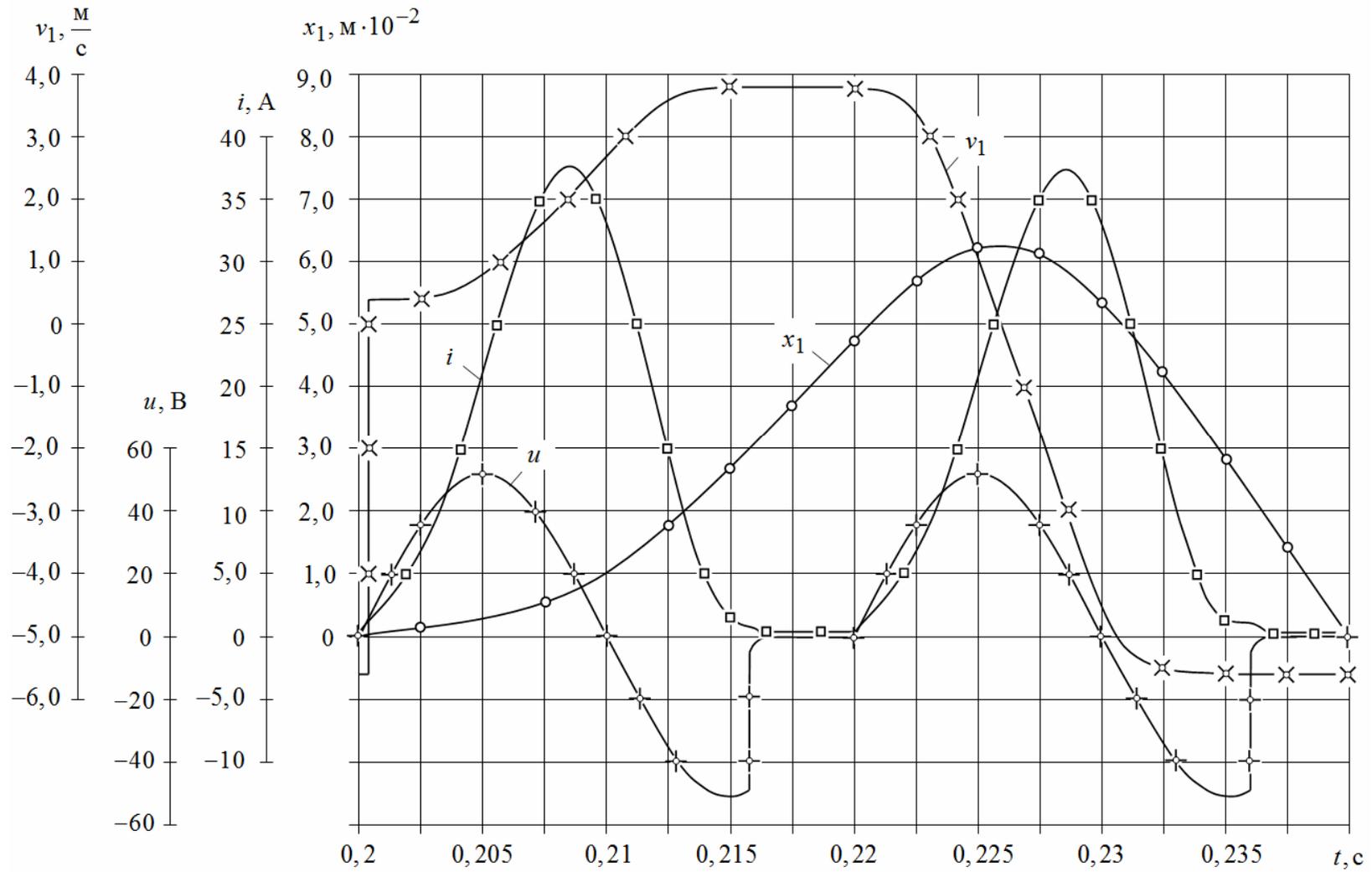


Рисунок 6.8 – Временная диаграмма рабочего процесса однокатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка

В качестве исходных данных использовались следующие параметры модели. Масса инерционных элементов конструкции ударного узла: $m_1 = 0,32$ кг; $m_2 = 0,36$ кг; $m_3 = 3,78$ кг; $m_4 = 0,5$ кг. Коэффициенты жесткости и вязкого трения упругих связей: $k_1 = 20 \cdot 10^3$ Н/м; $b_1 = 8$ Н·с/м; $k_2 = 2 \cdot 10^6$ Н/м; $b_2 = 0$; $k_3 = 16 \cdot 10^3$ Н/м; $b_3 = 45$ Н·с/м; $k_4 = 6 \cdot 10^3$ Н/м; $b_4 = 20$ Н·с/м. Силы сухого трения скольжения: $f_{\text{тр}13}^I = 4$ Н; $f_{\text{тр}23} = 10$ Н; $f_{\text{тр}34} = 5$ Н. Сила нажатия $F_H = 350$ Н. Материал магнитопровода – электротехническая сталь 1212. Боек выполнен цельнометаллическим из конструкционной стали 40ХН. Катушка изготовлена из медного проводника диаметром $d_{\text{пр}} = 2,2$ мм с количеством витков $w = 220$ и активным сопротивлением $r = 0,36$ Ом. Питание цепи катушки осуществляется от однофазного источника напряжения по однополупериодной схеме выпрямления с действующим значением этого напряжения $U = 36$ В.

Временная диаграмма рабочего процесса СЭМУД (рисунок 6.1) приведена на рисунке 6.8. Расчет рассмотрен на интервале времени рабочего цикла ударного узла ($t = 0,04$ с).

На рисунке 6.9 приведены рабочие характеристики ударного узла СЭМУД, характеризующие значения показателей энергии удара $A_{\text{уд}}$ и КПД в зависимости от выбега бойка, равного свободному ходу от положения его магнитного равновесия до инструмента y_2 , для фиксированных значений выбега бойка y_1 в направлении упругого звена в периоды бестоковых пауз.

Для каждого типоразмера ударного узла существуют оптимальные значения выбега бойка y_1 , y_2 относительно его среднего положения, причем энергия удара и КПД достигают максимальных значений только в определенных пределах [44, 45].

Область параметров выбега бойка на рисунке 6.9 для $y_1 = 16 \dots 20$ мм и $y_2 = 26 \dots 34$ мм ограничена пределами устойчивой работы конструкции СЭМУД с числом витком катушки $w = 180$ и прямоугольным сечением медного проводника $q_M = 6,4$ мм² [45, таблица 17].

Результаты расчетных зависимостей, представленных в виде кривых на рисунке 6.9, а и б, и отмеченных на этих же рисунках экспериментальных значений физичес-

кой модели, полученных ранее в [45] для действующего значения напряжения $U = 38 \text{ В}$, указывает на количественное и качественное совпадение результатов, отражающих рабочий процесс однокатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка.

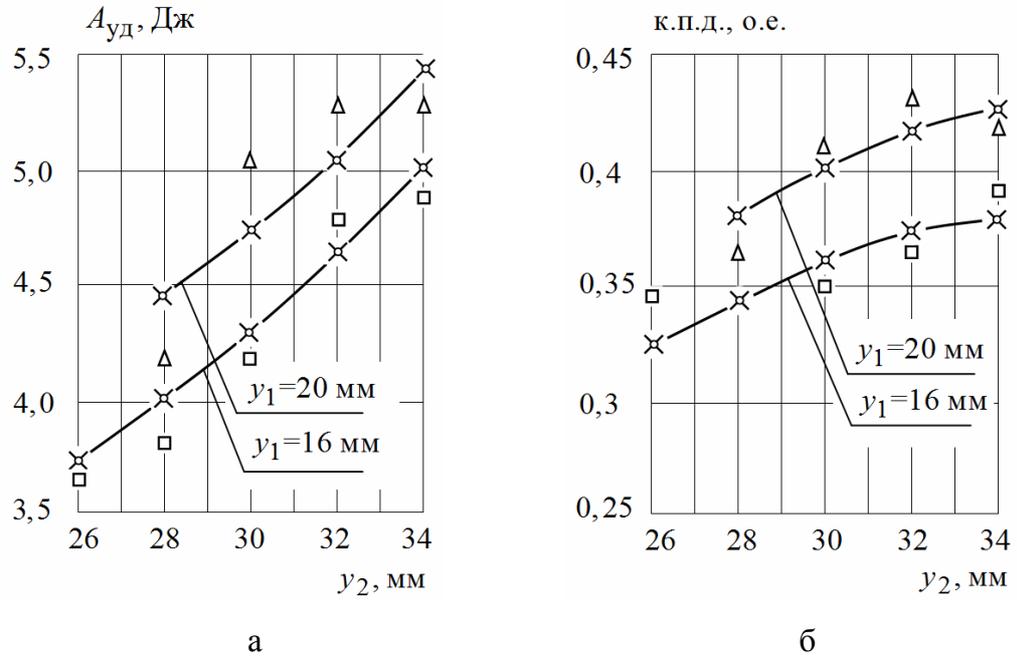


Рисунок 6.9 – Рабочие характеристики однокатушечной СЭМУД:

а – зависимости энергии удара $A_{уд} = f(y_2)$; б – зависимости КПД $\eta = f(y_2)$

Максимальная погрешность при расчетах по энергии удара $A_{уд}$ и КПД η не превышает 6% и лежит в пределах погрешности обработки экспериментальных данных.

6.3 Двухкатушечная синхронная электромагнитная машина ударного действия с безынерционным упругим реверсом бойка

6.3.1 Математическая модель динамики двухкатушечной СЭМУД с безынерционным упругим реверсом бойка

В качестве объекта исследований рассматривается конструкция ударного узла двухкатушечной СЭМУД (рисунок 6.10), содержащая независимые катушки прямого 1 и обратного хода 2, размещенные внутри магнитопровода 3 и обеспечивающие по-

очередно разгон ударной массы бойка 4 электромагнитными силами в прямом и обратном направлении. Боек 4, совершая возвратно-поступательные движения, поочередно взаимодействует с упругим звеном (буферной пружиной) 5, осуществляющей его остановку и реверс, и рабочим инструментом 6, взаимодействующим с деформируемой средой 7. Устойчивая связь электромагнитного ударного узла с рабочим инструментом и с деформируемой средой обеспечивается усилием нажатия F_H .

Реализация рабочего цикла осуществляется при постоянном воздействии электромагнитных сил обеих катушек, каждая из которых получает питание от однофазного источника напряжения по однополупериодной схеме выпрямления [66]. Полный рабочий цикл электромагнитного ударного узла осуществляется за время одного периода напряжения питающего источника, что при частоте $f = 50$ Гц обеспечивает синхронную частоту ударов бойка $n_{уд}$ и длительность рабочего цикла $t_{ц}$:

$$n_{уд} = \frac{60 f}{2 p} = 3000 \text{ уд/мин}; \quad t_{ц} = \frac{2 p}{f} = 0,02 \text{ с}.$$

Работа ударного узла осуществляется при условии полной синхронизации работы механической подсистемы с импульсами напряжения, поочередно подаваемыми на обмотки катушек.

На начальном этапе расчета процесс движения механической системы рассматриваем, как результат наложения вынужденных и свободных колебаний, возбуждаемых внешней периодической силой. Механическая и магнитная подсистемы связаны функциональной зависимостью электромагнитного усилия $f_{эм1} = f(i_{μ1}, x_1)$ и $f_{эм2} = f(i_{μ2}, x_1)$ от величины протекающего по обмотке тока i_1, i_2 и координаты положения бойка x_1 , а электрическая и магнитная подсистемы – функциональной зависимостью величины потокосцепления $\psi_1 = f(i_{μ1}, x_1)$ и $\psi_2 = f(i_{μ2}, x_1)$.

Связь электрической и магнитной подсистем описывается уравнением электрического равновесия

$$u_1(t) = i_1 r_1 + \frac{d\psi_1(i_{μ1}, x_1)}{dt}, \quad (6.7)$$

$$u_2(t) = i_2 r_2 + \frac{d\psi_2(i_{μ2}, x_1)}{dt}, \quad (6.8)$$

где $u_1(t)$, $u_2(t)$ – напряжение на обмотке первой и второй катушки; r_1 , r_2 – активное сопротивление обмотки катушки прямого и обратного хода.

В соответствии с установленными связями и действующими в системе обобщенными силами на рисунке 6.11 представлена расчетная динамическая схема ЭМКС. В качестве обобщенных координат, определяющих положение механической системы в пространстве, принимаем линейные перемещения центра масс бойка x_1 массой m_1 , рабочего инструмента x_2 массой m_2 , электромагнитного двигателя x_3 массой m_3 .

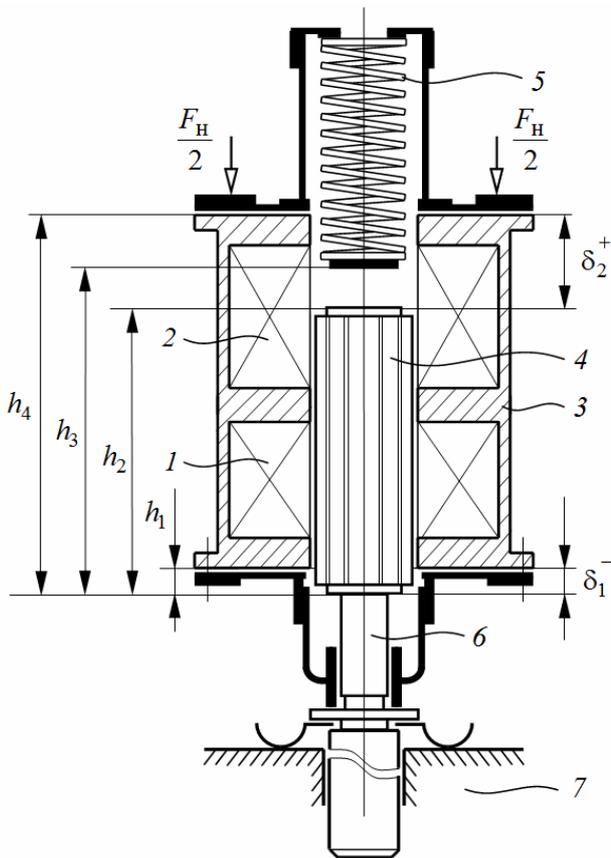


Рисунок 6.10 – Конструктивная схема двухкатушечной СЭМУД с безынерционным упругим реверсом

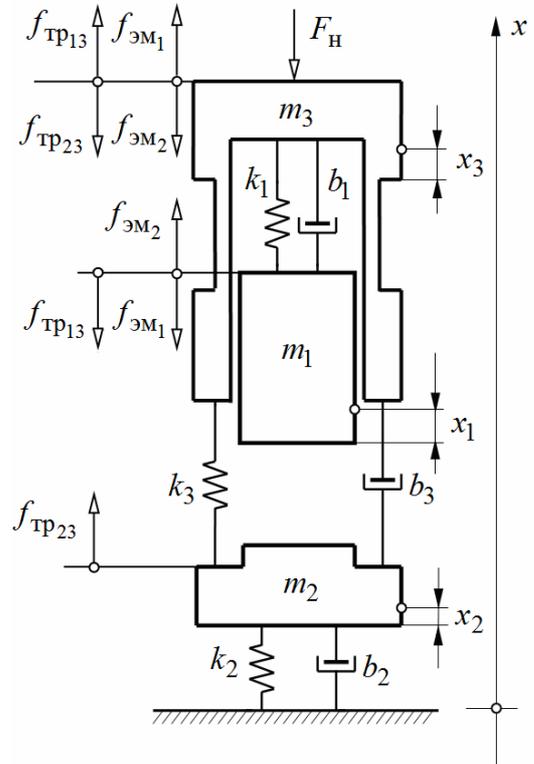


Рисунок 6.11 – Расчетная динамическая схема двухкатушечной ЭМКС

Уравнения движения механической системы получим на основании уравнения Лагранжа второго рода:

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{x}_i} \right) - \frac{\partial T}{\partial x_i} = - \frac{\partial \Pi}{\partial x_i} - \frac{\partial \Phi}{\partial \dot{x}_i} + Q_i, \quad i = 1, 2, \dots, N. \quad (6.9)$$

Принимая положение устойчивого статического равновесия ЭМКС за начало отсчета и за нулевой уровень потенциальной энергии.

Рассматривая поступательные движения масс, и используя выражения частных производных и производных по времени, а также выражения обобщенных сил внешних воздействий, входящих в (6.9), с учетом зависимостей (6.7) и (6.8) математическая модель динамического состояния трехмассовой ЭМКС без учета ударного взаимодействия будет описываться системой дифференциальных уравнений [234]:

$$\left\{ \begin{array}{l} u_1(t) = i_1 r_1 + \frac{d\psi_1(i_{\mu 1}, x_1)}{dt}; \\ u_2(t) = i_2 r_2 + \frac{d\psi_2(i_{\mu 2}, x_1)}{dt}; \\ i_1 = i_{\Pi 1} + i_{\mu 1}; \quad i_2 = i_{\Pi 2} + i_{\mu 2}; \\ m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} + k_1(x_1 - x_3) + b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) = -f_{\text{ЭМ}1}(i_{\mu 1}, x_1) + f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu 2}, x_1) - \\ - f_{\text{тр}13} \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt}; \\ m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} + k_2 x_2 - k_3(x_3 - x_2) + b_2 \frac{dx_2}{dt} - b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) = f_{\text{тр}23} \operatorname{sign} \frac{dx_2}{dt}; \\ m_3 \frac{d^2 x_3}{dt^2} - k_1(x_1 - x_3) + k_3(x_3 - x_2) - b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) = \\ = f_{\text{ЭМ}1}(i_{\mu 1}, x_1) - f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu 2}, x_1) + (f_{\text{тр}13} - f_{\text{тр}23}) \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt} - F_{\text{н}}, \end{array} \right. \quad (6.10)$$

где $k_1 \dots k_3$ – статические коэффициенты жесткости упругих связей; $b_1 \dots b_3$ – коэффициенты вязкого трения упругих связей; $f_{\text{ЭМ}1}(i_{\mu 1}, x_1)$ $f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu 2}, x_1)$ – вынуждающая электромагнитная сила первой и второй катушки; $f_{\text{тр}13}$, $f_{\text{тр}23}$ – силы сухого трения скольжения; $F_{\text{н}}$ – постоянная величина усилия нажатия.

Величина $f_{\text{тр}13} = f_{\text{тр}13}^I + f_{\text{тр}13}^{II}(i, x_1)$ включает в себя постоянную составляющую силы сухого трения бойка при обесточенной катушке $f_{\text{тр}13}^I$ и переменную составляющую силы одностороннего магнитного притяжения, зависящую от тока намагничивания первой и второй катушки, и координаты положения бойка $f_{\text{тр}13}^{II}(i, x_1) = \mu_{\delta} (f_{\hat{y}13}(i_{\mu 1}, x_1) + f_{\hat{y}13}(i_{\mu 2}, x_1))$.

Под действием внешних периодических сил $f_{\text{эм}1} = f(i_{\mu 1}, x_1)$, $f_{\text{эм}2} = f(i_{\mu 2}, x_1)$ в механической системе возникают сложные механические колебания. Реальный же процесс движения следует рассматривать, как результат совместного действия сложных колебаний механической системы и периодических ударных импульсов сил.

Остановку и реверс бойка можно описать независимой системой равенств относительно полюсной системы, например, катушки 2 обратного хода:

$$x_1(t) = \begin{cases} 0, & \text{при } \delta_2^+ = h_4 - h_2; \\ h_4 - h_2 - \delta_2^+, & \text{при } 0 \leq x_1 \leq h_4 - h_2; \\ h_4 - h_2 + |\delta_2^-|, & \text{при } x_1 > h_4 - h_2, \end{cases} \quad (6.11)$$

где δ_2^+ , δ_2^- – рабочий воздушный зазор, образованный положением бойка относительно верхней полюсной системы катушки обратного хода; h_2 и h_4 – фиксированные координаты относительно ударного сечения рабочего инструмента (рисунок 6.10).

Составляющая силы упругого звена, линейно зависящая от координаты положения бойка, и составляющая силы сопротивления движения бойка, пропорциональная скорости его движения, могут быть описаны кусочно-линейными функциями:

$$\frac{\partial \Pi}{\partial x_1} = \begin{cases} 0, & \text{при } 0 \leq x_1 < h_3 - h_2; \\ k_1(x_1 - x_3), & \text{при } x_1 \geq h_3 - h_2, \end{cases} \quad (6.12)$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \dot{x}_1} = \begin{cases} 0, & \text{при } 0 \leq x_1 < h_3 - h_2; \\ b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right), & \text{при } x_1 \geq h_3 - h_2, \end{cases} \quad (6.13)$$

Основываясь на условии (6.13), полагаем, что процесс рассеяния энергии в условиях вязкого трения, вызванного диссипативными силами упругих связей, может возникать только при работе сил этих связей.

Таким образом, рассматривая реальный процесс движения, как результат совместного действия вынужденных, свободных колебаний и периодических ударных импульсов сил, обобщенная модель динамического состояния электромеханической системы (рисунок 6.10), описываемая уравнениями (6.10) при установленных условиях ограничений (6.11) – (6.13), приводится к следующей системе дифференциальных уравнений [234, 236]:

$$\left\{ \begin{array}{l}
u_1(t) = i_1 r_1 + \frac{d\psi_1(i_{\mu_1}, x_1)}{dt}; \\
u_2(t) = i_2 r_2 + \frac{d\psi_2(i_{\mu_2}, x_1)}{dt}; \\
i_1 = i_{\pi_1} + i_{\mu_1}; \quad i_2 = i_{\pi_2} + i_{\mu_2}; \\
m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} = \begin{cases} \frac{m_1 \bar{v}_1}{\tau_{\text{и}}} - f_{\text{ЭМ1}}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\text{ЭМ2}}(i_{\mu_2}, x_1) - f_{\text{ТР13}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, \\ \text{если } \frac{dx_1}{dt} > 0, \text{ при } 0 \leq x_1 < h_3 - h_2; \\ -\tilde{\lambda}_1 - f_{\text{ЭМ1}}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\text{ЭМ2}}(i_{\mu_2}, x_1) - f_{\text{ТР13}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, \text{ при } x_1 \geq h_3 - h_2; \\ -f_{\text{ЭМ1}}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\text{ЭМ2}}(i_{\mu_2}, x_1) - f_{\text{ТР13}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, \\ \text{если } \frac{dx_1}{dt} < 0, \text{ при } 0 \leq x_1 < h_3 - h_2; \end{cases} \\
m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} = -\frac{m_2 \bar{v}_2}{\tau_{\text{и}}} - \tilde{\lambda}_2 + \tilde{\lambda}_3 + f_{\text{ТР23}} \operatorname{sign} \frac{dx_2}{dt}; \\
m_3 \frac{d^2 x_3}{dt^2} = \begin{cases} -\tilde{\lambda}_3 - f_{\text{ЭМ1}}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\text{ЭМ2}}(i_{\mu_2}, x_2) + (f_{\text{ТР13}} - f_{\text{ТР23}}) \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt} - F_{\text{н}}, \\ \text{при } 0 \leq x_1 < h_3 - h_2; \\ \tilde{\lambda}_1 - \tilde{\lambda}_3 - f_{\text{ЭМ1}}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\text{ЭМ2}}(i_{\mu_2}, x_1) + (f_{\text{ТР13}} - f_{\text{ТР23}}) \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt}, \\ \text{при } x_1 \geq h_3 - h_2, \end{cases} \end{array} \right. \quad (6.14)$$

где $\tilde{\lambda}_1 = k_1(x_1 - x_3) + b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right)$; $\tilde{\lambda}_3 = k_3(x_3 - x_2) + b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right)$; $\tilde{\lambda}_2 = b_2 \frac{dx_2}{dt} + k_2 x_2$; i_{π_1} , i_{π_2} и i_{μ_1} , i_{μ_2} – составляющие тока потерь, вызванные вихревыми токами и гистерезисом, и составляющие намагничивающего тока в первой и во второй катушке; $m_1 \bar{v}_1$, $m_2 \bar{v}_2$ – импульсы сил в конце удара; $\tau_{\text{и}}$ – время действия импульсов силы.

Полученная система дифференциальных уравнений динамики электромагнитного ударного узла двухкатушечной СЭМУД (рисунок 6.11) позволяет производить всесторонний анализ электромеханических процессов в переходных и квазиустановившихся режимах работы с учетом нелинейности в магнитной системе, степени подвижности инерционных масс и свойств упругих связей в механической системе, сопровождаемые различного рода потерями энергии.

6.3.2 Анализ рабочих процессов СЭМУД с безынерционным упругим реверсом бойка

Построение структурной модели динамики ударного узла двухкатушечной СЭМУД с безынерционным упругим реверсом и разработка алгоритма расчета производились в соответствии с рекомендациями п. 6.2.2.

Решение полевой части задачи выполнялось при использовании стандартной программы конечно-элементного моделирования магнитного поля [178, 219], с помощью которой определялся массив значений опорных точек статических параметров электромагнитного усилия $f_{эм1} = f(i_{μ1}, x_1)$, $f_{эм2} = f(i_{μ2}, x_1)$ и потокосцепления $\Psi_1 = f(i_{μ1}, x_1)$, $\Psi_2 = f(i_{μ2}, x_1)$. Составляющие тока потерь $i_{п1}$ и $i_{п2}$ учтены в соответствии с рекомендациями [194, 195].

Базовый для двухкатушечных моделей вариант структурной схемы динамической модели СЭМУД, реализованный в соответствии с уравнениями состояния (6.14) в программе Matlab Simulink представлен на рисунке 6.12.

Ввод исходных данных модели выполняется с помощью редактора М-файлов. Питание катушек прямого и обратного хода модели выполняется импульсами напряжения различной полярности по однополупериодной схеме выпрямления от однофазного источника напряжения частотой 50 Гц и реализуется с помощью подсистем «Elektrical subsystem_1» и «Elektrical subsystem_2».

Задание функции двух аргументов и интерполяция статических параметров модели $\Psi_1(i_{μ1}, x_1)$, $\Psi_2 = f(i_{μ2}, x_1)$ и $f_{эм1}(i_{μ1}, x_1)$, $f_{эм2}(i_{μ2}, x_1)$ выполняется с помощью четырех встроенных блоков двумерных таблиц Look-Up Table(2D), входящих в базовый блок подсистемы «Magnetic subsystem», учитывающий потери мощности на вихревые токи и гистерезис (рисунок 6.13).

Для построения двумерных таблиц использовался массив значений (15x17), содержащий по 255 опорных точек.

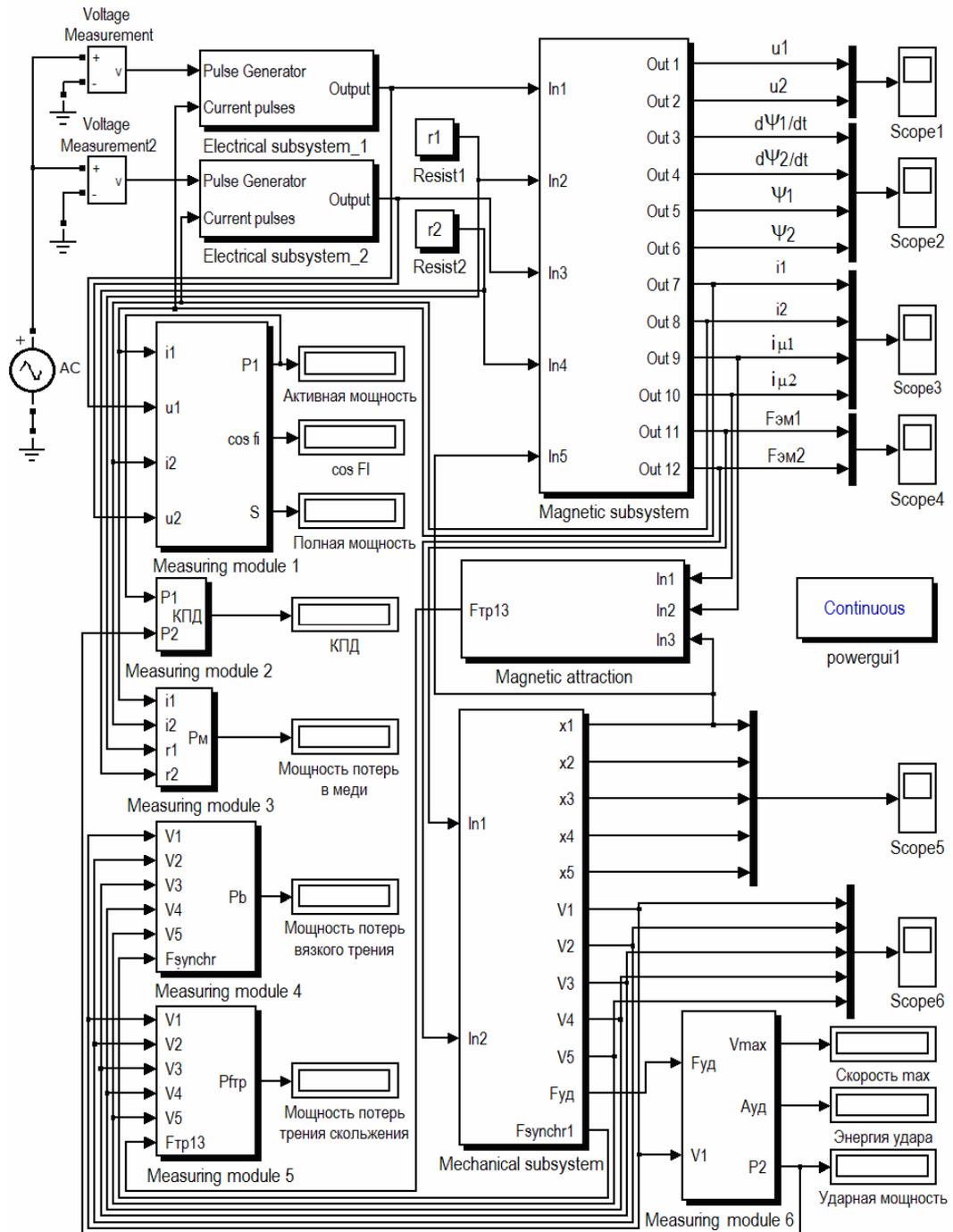


Рисунок 6.12 – Структурная схема динамической модели двухкатушечной СЭМУД

Расчет силы трения бойка, имеющей постоянную и переменную составляющие этой силы, выполняется с помощью подсистемы «Magnetic attraction». Развернутая структурная схема блока «Magnetic attraction» приведена на рисунке 6.14.

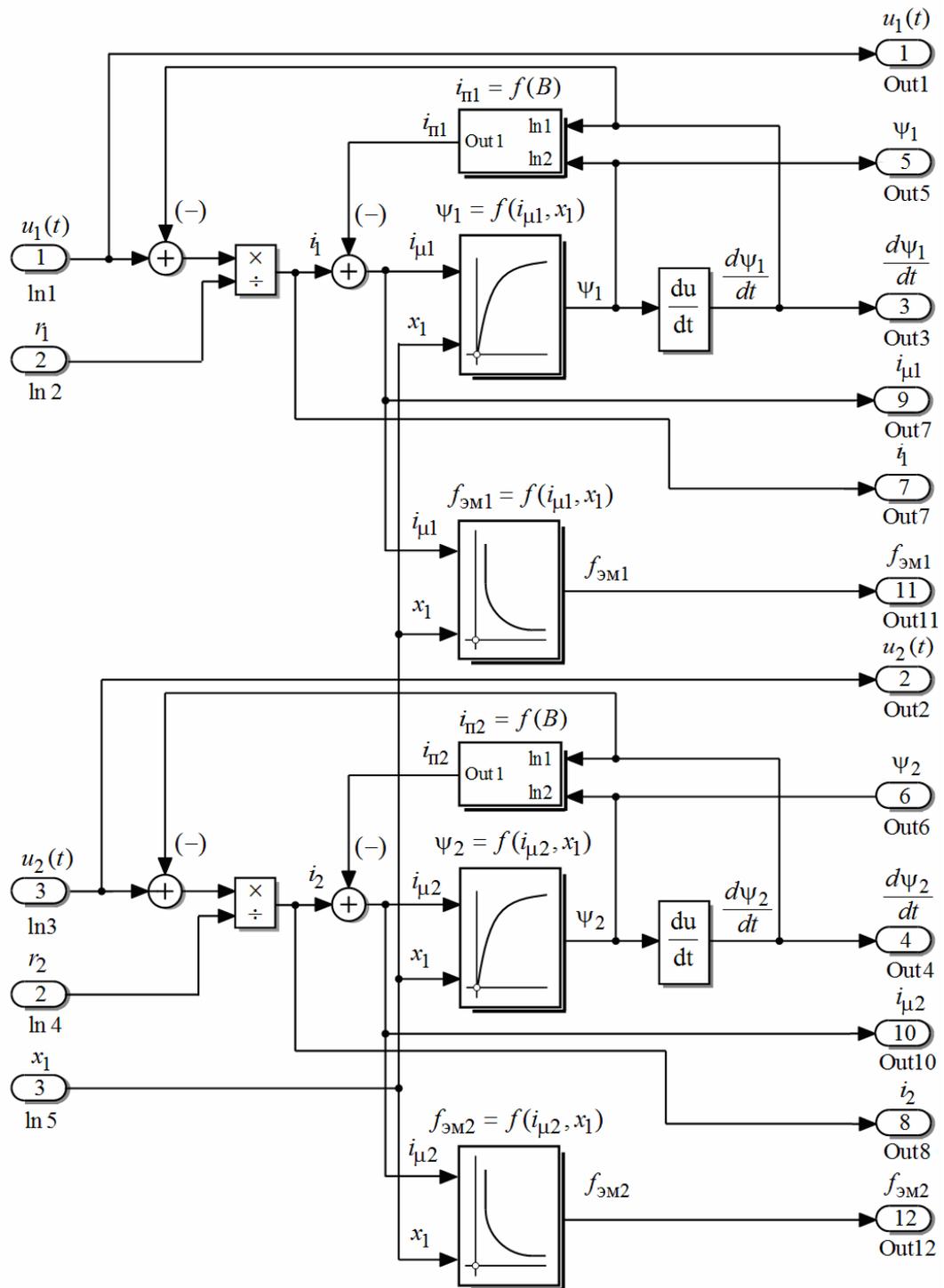


Рисунок 6.13 – Структурная схема «Magnetic subsystem» динамической модели СЭМУД

Встроенные блоки двумерных таблиц Look-Up Table(2D), входящие в данную подсистему, определяют переменную составляющую усилия одностороннего магнитного притяжения при движении бойка в зависимости от его координаты и тока в обеих катушках.

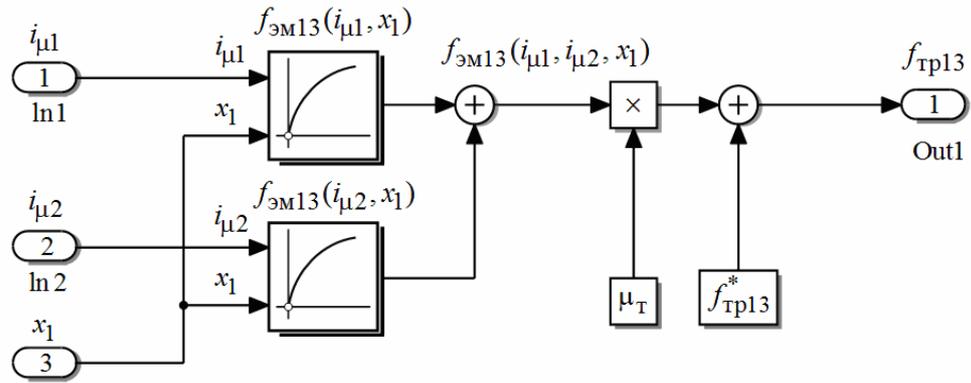


Рисунок 6.14 – Структурная схема подсистемы «Magnetic attraction»

На рисунках 6.15 – 6.17 приведены временные диаграммы рабочего процесса двухкатушечного варианта СЭМУД с безынерционным упругим реверсом бойка с энергией удара 2 Дж.

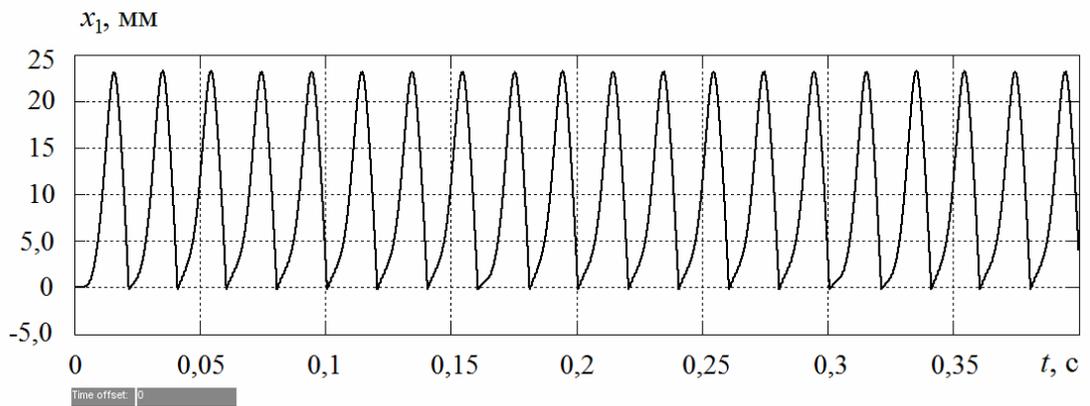


Рисунок 6.15 – Временная диаграмма перемещения бойка $x_1(t)$

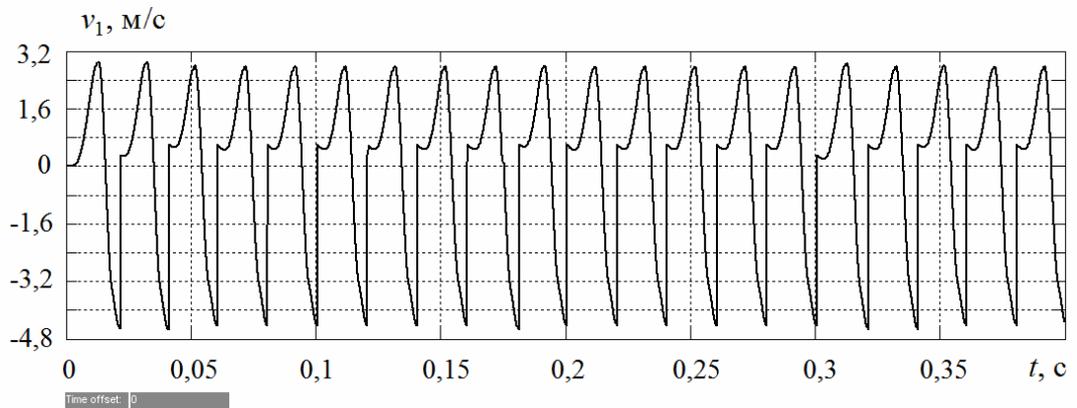


Рисунок 6.16 – Временная диаграмма скорости бойка $v_1(t)$

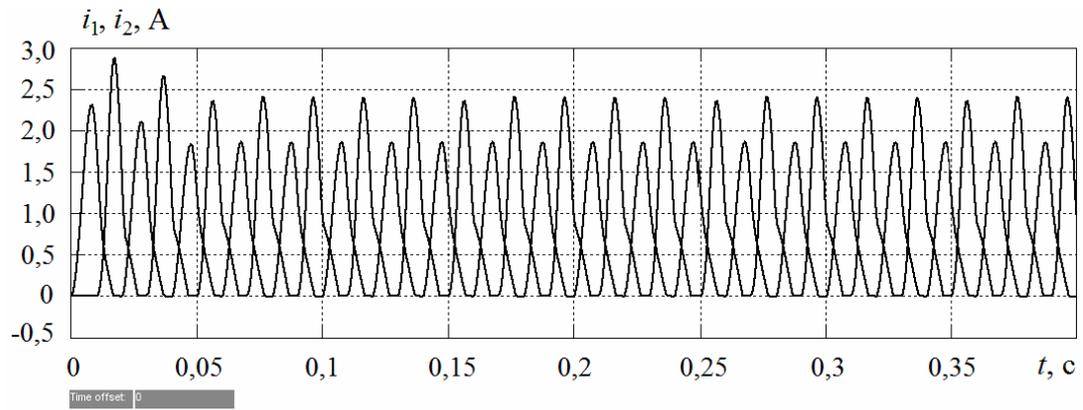


Рисунок 6.17 – Временная диаграмма тока $i_1(t)$ и $i_2(t)$

Временная диаграмма рабочего процесса двухкатушечной СЭМУД приведена на рисунке 6.18 на интервале времени рабочего цикла $t = 0,02$ с.

При выполнении моделирования максимально использовались данные физической модели ударного узла и его рабочие характеристики, полученные на экспериментальной установке [235], с помощью которых производилась оценка расчетных характеристик, полученных при моделировании, а также верификация математической модели.

Исходные данные для моделирования: $m_1 = 0,242$ кг; $m_2 = 0,36$ кг; $m_3 = 1,79$ кг. Коэффициенты жесткости и вязкого трения упругих связей: $k_1 = 11,1 \cdot 10^3$ Н/м; $b_1 = 5$ Н·с/м; $k_2 = 2 \cdot 10^6$ Н/м; $b_2 = 0$; $k_3 = 16 \cdot 10^3$ Н/м; $b_3 = 45$ Н·с/м; $f_{\text{тр}13}^I = 2$ Н; $f_{\text{тр}23} = 40$ Н.

Катушки намотаны медным проводником с количеством витков $w_1 = 1014$, $w_2 = 1009$, имеющих активное сопротивление $r_1 \approx r_2 = 8,6$ Ом.

Материал магнитопровода – электротехническая сталь. Боек выполнен из ударопрочной стали 9ХС.

Питание катушек выполнялось разнополярными импульсами от однофазного источника напряжения по однополупериодной схеме выпрямления с действующими значениями напряжения $U = 70; 90$ и 120 В.

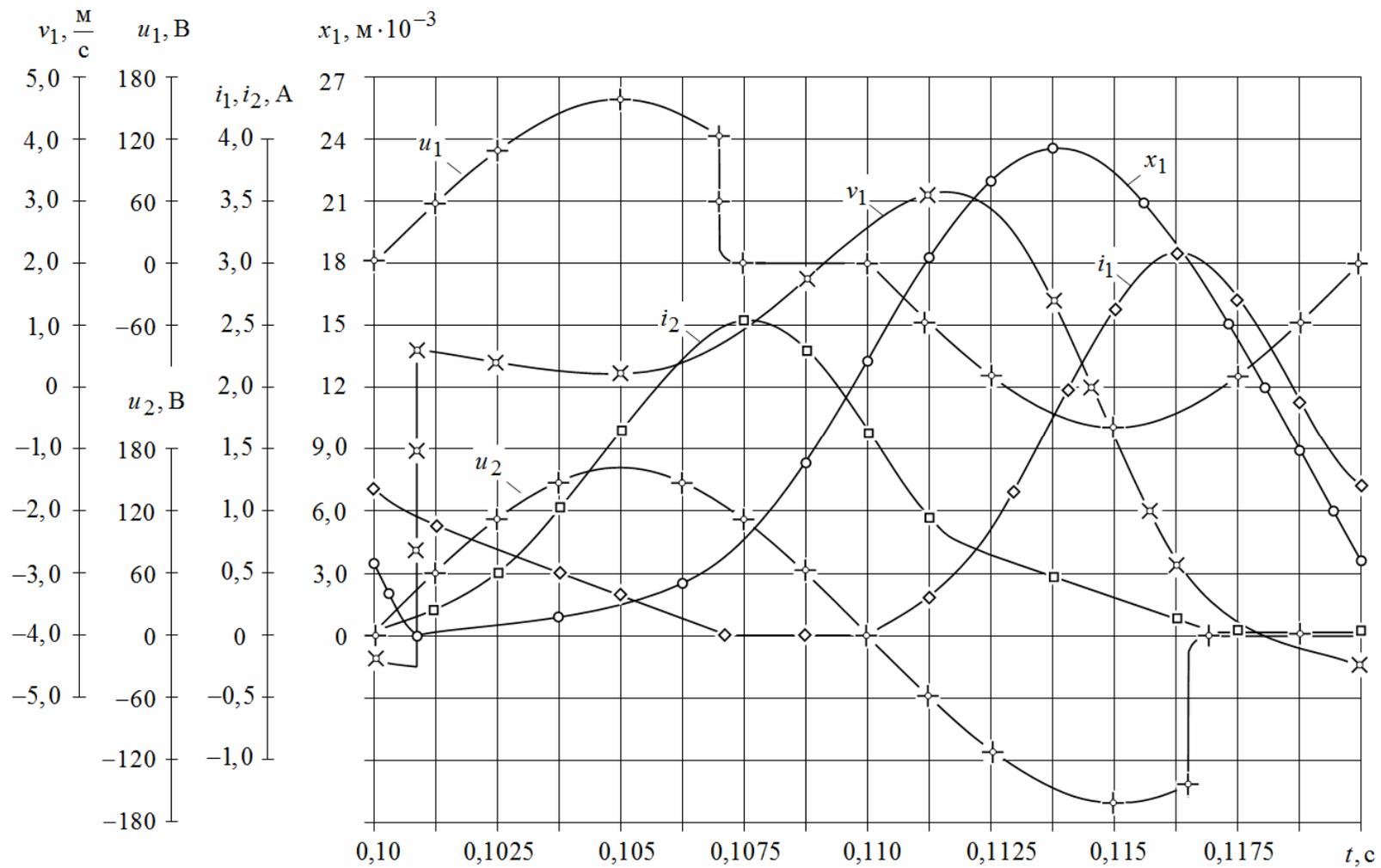


Рисунок 6.18 – Временная диаграмма рабочего процесса двухкатушечной СЭМУД с безынерционным реверсом бойка

Для СЭМУД с безынерционным реверсом бойка одним из важных элементов ударного узла является безынерционное упругое звено, параметры которого оказывают существенное влияние на энергетические показатели: энергию удара $A_{уд}$ и КПД η . Применение для рассматриваемой СЭМУД в качестве упругого звена цилиндрической витой пружины с жесткостью $k_1 = 11,1 \cdot 10^3$ Н/м обеспечивает получение оптимальных параметров ударного узла.

На рисунке 6.19 приведены расчетные и экспериментальные (сплошные кривые) рабочие характеристики СЭМУД, характеризующие значения показателей энергии удара $A_{уд}$ и КПД в зависимости от свободного рабочего хода бойка до пружины $\Delta h = h_2 - h_3$ (рисунок 6.10) с оптимальной жесткостью.

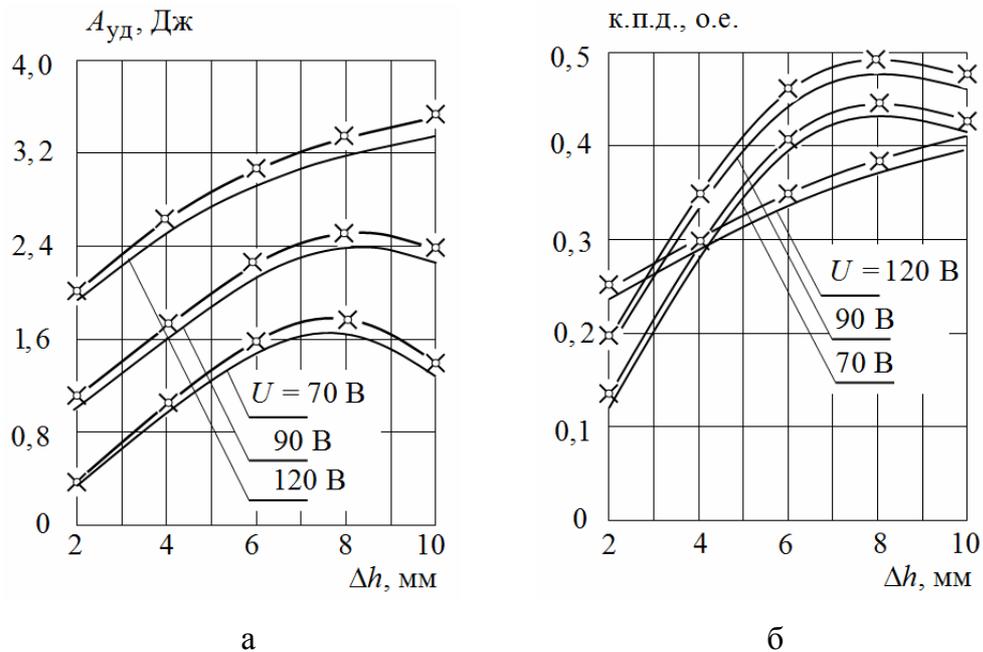


Рисунок 6.19 – Рабочие характеристики двухкатушечной СЭМУД с безынерционным упругим реверсом бойка:

а – зависимости энергии удара $A_{уд} = f(\Delta h)$; б – зависимости КПД $\eta = f(\Delta h)$

Сравнение полученных результатов указывает на количественное и качественное совпадение кривых, отражающих рабочий процесс двухкатушечной СЭМУД с безынерционным упругим реверсом бойка. Погрешность в расчетах не превышает 8 % и находится в пределах погрешности обработки экспериментальных данных [236].

6.4 Двухкатушечная синхронная электромагнитная машина ударного действия с двухсторонним свободным выбегом бойка

Процесс электромеханического преобразования энергии в полезную механическую работу имеет импульсный характер, и значение энергии удара при питании от источника напряжения промышленной частоты будет ограничиваться значениями допустимой импульсной мощности питающего источника.

Улучшение электромагнитной совместимости источника электроэнергии и СЭМУД без привлечения промежуточных накопителей энергии в системе питания, возможно за счет понижения частоты ударных импульсов сил при использовании рабочих циклов со свободным выбегом бойка [21, 40, 44].

Примером двукратного увеличения энергии удара при сохранении амплитуды импульса тока на прежнем уровне является рабочий цикл однокатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка [44]. Принципиально это стало возможным за счет того, что в общем цикле перемещения бойка процесс при его ускорении и реверсе может сопровождаться непрерывными процессами преобразования кинетической энергии в потенциальную энергию, и обратно.

Перспективным вариантом решения проблемы ограничения амплитуды импульса тока и снижения влияния работы СЭМУД на питающую сеть следует рассматривать новый рабочий цикл со свободным выбегом бойка, реализованный на уровне изобретения в варианте двухкатушечной синхронной электромагнитной машины ударного действия [52]. В отличие от своего однокатушечного аналога, двухкатушечный вариант представляет собой более сложную динамическую систему, еще в большей степени зависящую от скорости движения бойка, частоты и точности синхронизации поступающих на катушки импульсов напряжения, степени подвижности инерционных масс и свойств упругих связей механической системы, различного рода воздействий, вызванных рабочим процессом, сил сопротивления движению и т.п.

Конфигурация и структура двухкатушечного ударного узла СЭМУД, осуществляющие необходимую характеристику движения ударной массы бойка и рациональное формирование ударного импульса сил, определены в настоящее время только на уровне принципа работы и сопровождающих рабочий цикл энергопреобразовательных процессов [148].

В этой связи остается нерешенным вопрос проектирования подобных устройств, основным этапом которого является создание комплексной модели, обеспечивающей возможности в проведении всестороннего анализа рабочих процессов, наиболее объективно отражающих взаимосвязи параметров этой системы в различных режимах работы.

6.4.1 Математическая модель динамики двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка

На рисунке 6.20 приведен один из возможных вариантов исполнения ударного узла двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка [238].

Для реализации нового рабочего цикла со свободным выбегом бойка применяется система из двух независимых катушек 1, 2, заключенных в магнитопроводы 3, 4. Каждая из катушек обеспечивает разгон ударной массы бойка 5 электромагнитными силами в двух направлениях. Совершая возвратно-поступательные движения, боек 5 периодически взаимодействует с рабочим инструментом 6 и безынерционным упругим звеном (пружиной) 7, осуществляющим его остановку и реверс, а также преобразование кинетической энергии бойка в потенциальную энергию при сжатии упругого звена и обратно в кинетическую энергию при ускорении бойка в направлении рабочего инструмента. Усилием нажатия F_H обеспечивается устойчивая связь ударного узла с рабочим инструментом при возбуждении периодических ударных импульсов сил и взаимодействии с деформируемой средой 8. Свободный выбег бойка осуществляется за время бестоковой паузы в подаче импульсов напряжения, в течение которой боек движется по инерции в направлении упругого звена или рабочего инструмента.

Полный рабочий цикл ударного узла осуществляется за время трех периодов напряжения промышленной сети и при частоте $f = 50$ Гц обеспечивает синхронную частоту ударов бойка $n_{уд}$ и длительность времени рабочего цикла $t_{ц}$:

$$n_{уд} = \frac{60 f}{2p} = 1000 \text{ уд/мин}; \quad t_{ц} = \frac{2p}{f} = 0,06 \text{ с},$$

В отличие от известных способов управления обе катушки СЭМУД используются дважды в течение времени рабочего цикла, а боек приобретает необходимую кинетическую энергию за счет подачи на катушки четырех импульсов напряжения.

Механическая и магнитная подсистемы ударного узла связаны зависимостями электромагнитного усилия $f_{\text{ЭМ}1} = f(i_{\mu 1}, x_1)$ и $f_{\text{ЭМ}2} = f(i_{\mu 2}, x_1)$ от величины протекающего тока i_1, i_2 в катушках и координаты положения бойка x_1 . Магнитная и электрическая подсистемы связаны зависимостями величины потокосцепления $\psi_1 = f(i_{\mu 1}, x_1)$ и $\psi_2 = f(i_{\mu 2}, x_1)$, и в общем случае описываются уравнениями электрического равновесия системы

$$u_1(t) = i_1 r_1 + \frac{d\psi_1(i_1, x_1)}{dt}; \quad (6.15)$$

$$u_2(t) = i_2 r_2 + \frac{d\psi_2(i_2, x_1)}{dt}; \quad (6.16)$$

Согласно установленным связям и действующим в системе обобщенным силам, соответствующим потенциальной энергии, энергии рассеяния и внешним воздействиям, на рисунке 6.21 рассмотрена расчетная динамическая схема механической части СЭМУД. Поступательные движения инерционных масс и взаимодействия в трехмассовой колебательной системе (рисунок 6.21) идентичны процессам ЭМКС на рисунке 6.10. и описывается аналогичной (6.10) системой дифференциальных уравнений:

$$\left\{ \begin{array}{l} u_1(t) = i_1 r_1 + \frac{d\psi_1(i_{\mu 1}, x_1)}{dt}; \\ u_2(t) = i_2 r_2 + \frac{d\psi_2(i_{\mu 2}, x_1)}{dt}; \\ i_1 = i_{\text{п}1} + i_{\mu 1}; \quad i_2 = i_{\text{п}2} + i_{\mu 2}; \\ m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} + k_1(x_1 - x_3) + b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) = f_{\text{ЭМ}}(i_{\mu 1}, i_{\mu 2}, x_1) - f_{\text{ТР}13} \text{sign} \frac{dx_3}{dt}; \\ m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} + k_2 x_2 - k_3(x_3 - x_2) + b_2 \frac{dx_2}{dt} - b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) = f_{\text{ТР}23} \text{sign} \frac{dx_2}{dt}; \\ m_3 \frac{d^2 x_3}{dt^2} - k_1(x_1 - x_3) + k_3(x_3 - x_2) - b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) = \\ = -f_{\text{ЭМ}}(i_{\mu 1}, i_{\mu 2}, x_1) + (f_{\text{ТР}13} - f_{\text{ТР}23}) \text{sign} \frac{dx_3}{dt} - F_{\text{н}}, \end{array} \right. \quad (6.17)$$

где $f_{\text{ЭМ}}(i_{\mu 1}, i_{\mu 2}, x_1) = f_{\text{ЭМ}1}(i_{\mu 1}, x_1) + f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu 2}, x_1)$ – вынуждающая электромагнитная сила первой и второй катушки; величина $f_{\text{ТР}13} = f_{\text{ТР}13}^I + f_{\text{ТР}13}^{II}(i_{\mu 1}, i_{\mu 2}, x_1)$ включает в

себя постоянную составляющую силы сухого трения бойка при обесточенной катушке $f_{\text{ТР13}}$ и переменную составляющую силы трения одностороннего магнитного притяжения $f_{\text{ТР13}}^{\text{II}}(i_{\mu_1}, i_{\mu_2}, x_1) = \mu_{\text{T}}(f_{\text{ЭМ13}}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\text{ЭМ13}}(i_{\mu_2}, x_1))$.

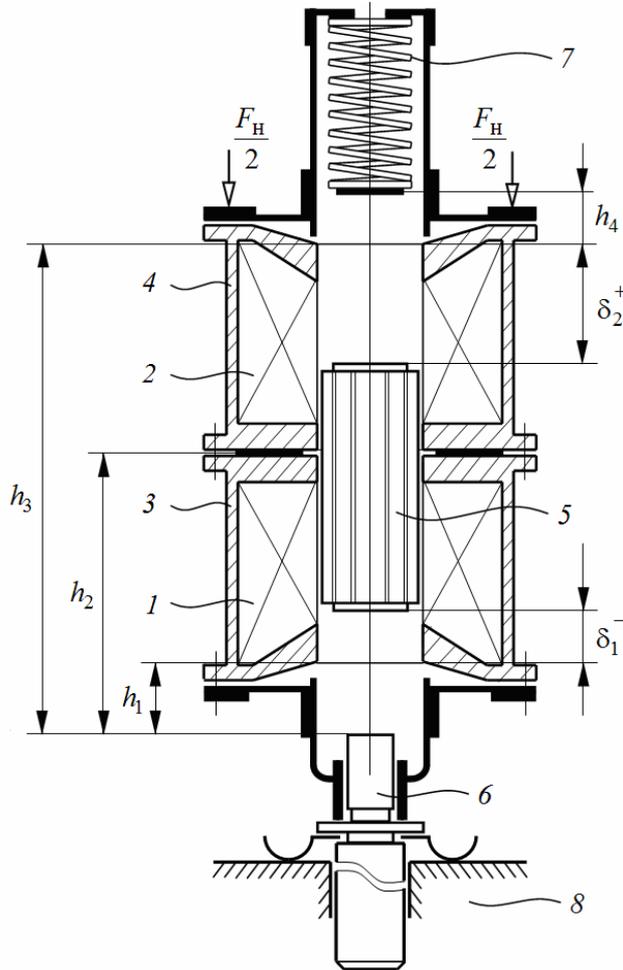


Рисунок 6.20 – Конструктивная схема двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка

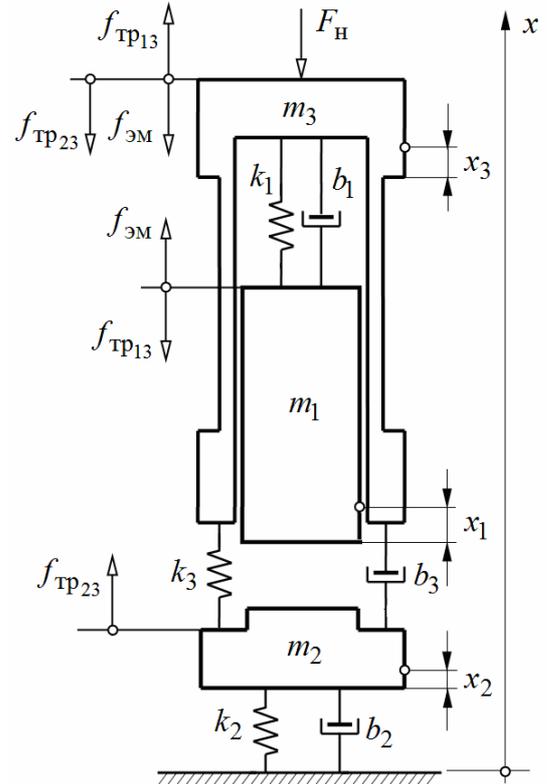


Рисунок 6.21 – Расчетная динамическая схема двухкатушечной ЭМКС

Реальный процесс движения здесь также следует рассматривать как результат наложения вынужденных, свободных колебаний и периодических ударных импульсов сил, обусловленных различного рода потерями энергии в электромеханической системе СЭМУД.

Наличие ограничителей движения в конструкции ударного узла не позволяет бойку выходить за установленные пределы, а также осуществляют его остановку, реверс и передачу ударных импульсов сил рабочему инструменту при полной син-

хронизации с импульсами тока, протекающими по катушкам:

$$x_1 = \begin{cases} 0, & \text{при } \delta_1^+ = h_1; \\ h_1 - \delta_1^+, & \text{если } \frac{dx_1}{dt} > 0, \text{ при } 0 \leq x_1 < h_1; \\ h_1 + \delta_1^-, & \text{если } \frac{dx_1}{dt} > 0, \text{ при } h_1 \leq x_1 < h_2; \\ h_2 + \delta_2^-, & \text{если } \frac{dx_1}{dt} > 0 \text{ при } h_2 \leq x_1 < h_3; \\ h_2 + \delta_2^-, & \text{если } \frac{dx_1}{dt} < 0, \text{ при } h_2 \leq x_1 < h_3; \\ h_1 + \delta_1^-, & \text{если } \frac{dx_1}{dt} < 0, \text{ при } h_1 \leq x_1 < h_2; \\ h_1 - \delta_1^-, & \text{если } \frac{dx_1}{dt} < 0, \text{ при } 0 \leq x_1 < h_1, \end{cases} \quad (6.18)$$

где δ_1^+ , δ_2^+ – воздушные рабочие зазоры, образованные положением бойка относительно верхней полюсной системы первой и второй катушки; δ_1^- , δ_2^- – воздушные рабочие зазоры, образованные положением бойка относительно нижней полюсной системы первой и второй катушки; h_1 , h_2 и h_3 , – фиксированные координаты относительно ударного сечения рабочего инструмента.

Для питания ударного узла от однофазного источника используется система управления, обеспечивающая определенное чередование полуволн напряжения различной полярности. При этом первую полуволну напряжения подают на первую катушку, вторую и треть полуволну с паузой между ними – на вторую катушку, и четвертую полуволну напряжения – на первую катушку, а после паузы в течение четного числа полуволн (три периода напряжения) повторяют указанную последовательность чередования импульсов напряжения [52, 148].

При работе ударного узла сила упругого звена линейно зависит от координаты положения бойка, а сила сопротивления движению пропорциональна его скорости. Составляющие этих сил описываются кусочно-линейными функциями, удовлетворяющие следующим условиям

$$\frac{\partial \Pi}{\partial x_1} = \begin{cases} 0, & \text{при } x_1 < h_2 + h_4; \\ k_1(x_1 - x_3), & \text{при } x_1 \geq h_2 + h_4, \end{cases} \quad (6.19)$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \dot{x}_1} = \begin{cases} 0, & \text{при } x_1 < h_2 + h_4; \\ b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right), & \text{при } x_1 \geq h_2 + h_4. \end{cases} \quad (6.20)$$

Из условия (6.20) следует, что процесс рассеяния энергии в условиях вязкого трения, вызванного диссипативными силами упругих связей, может возникать только при работе сил этих связей.

Как и ранее полагаем, что сопротивление и упругие свойства деформируемой среды зависят только от свойств введенных упругих связей.

Рассматривая процесс движения, как результат наложения вынужденных, свободных колебаний и периодических ударных импульсов сил, система уравнений (6.17) совместно с условиями (6.18) – (6.20) позволяют рассматривать обобщенную модель динамического состояния двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка в виде следующей системы дифференциальных уравнений [154, 238]:

$$\left\{ \begin{array}{l} u_1(t) = i_1 r_1 + \frac{d\psi(i_{\mu_1}, x_1)}{dt}; \\ u_2(t) = i_2 r_2 + \frac{d\psi(i_{\mu_2}, x_1)}{dt}; \\ i_1 = i_{п1} + i_{\mu_1}; \quad i_2 = i_{п2} + i_{\mu_2}; \\ m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} = \begin{cases} \frac{m_1 \bar{v}_1}{\tau_{и}} + f_{\text{ЭМ}1}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu_2}, x_1) - f_{\text{ТР}13} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, \\ \text{если } \frac{dx_1}{dt} > 0, \text{ при } 0 \leq x_1 < h_2 + h_4; \\ -\tilde{\lambda}_1 + f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu_2}, x_1) - f_{\text{ТР}13} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, \text{ при } x_1 \geq h_2 + h_4; \\ f_{\text{ЭМ}1}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu_2}, x_1) - f_{\text{ТР}13} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, \\ \text{если } \frac{dx_1}{dt} < 0, \text{ при } 0 \leq x_1 < h_2 + h_4; \end{cases} \\ m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} = -\frac{m_1 \bar{v}_2}{\tau_{и}} - \tilde{\lambda}_2 + \tilde{\lambda}_3 + f_{\text{ТР}23} \operatorname{sign} \frac{dx_2}{dt}; \\ m_3 \frac{d^2 x_3}{dt^2} = \begin{cases} -\tilde{\lambda}_3 - f_{\text{ЭМ}1}(i_{\mu_1}, x_1) - f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu_2}, x_2) + (f_{\text{ТР}13} - f_{\text{ТР}23}) \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt} - F_{н}, \\ \text{при } 0 \leq x_1 < h_2 + h_4; \\ \tilde{\lambda}_1 - \tilde{\lambda}_3 - f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu_2}, x_1) + (f_{\text{ТР}13} - f_{\text{ТР}23}) \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt}, \text{ при } x_1 \geq h_2 + h_4, \end{cases} \end{array} \right. \quad (6.21)$$

$$\text{где } \tilde{\lambda}_1 = b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_1 (x_1 - x_3); \quad \tilde{\lambda}_2 = b_2 \frac{dx_2}{dt} + k_2 x_2; \quad \tilde{\lambda}_3 = b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) + k_3 (x_3 - x_2).$$

Полученная система дифференциальных уравнений динамического состояния двухкатушечного электромагнитного ударного узла со свободным выбегом бойка (6.21) позволяет производить всесторонний анализ электромеханических процессов в переходных и квазиустановившихся режимах, учитывающих нелинейность магнитной системы, ударные взаимодействия инерционных масс и свойства упругих связей в ЭМКС, обусловленных различного рода потерями энергии.

6.4.2 Исследование рабочих процессов двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка

Построение структурной модели динамики двухкатушечной СЭМУД на основании уравнений (6.21) и алгоритм расчета выполнялись в среде Matlab Simulink. При построении модели использовался базовый вариант структурной схемы двухкатушечной СЭМУД, рассмотренный на рисунке 6.12.

Аналогичным образом, как и в предыдущих расчетах, с помощью решения полевой задачи определялся массив значений опорных точек статических параметров потокосцеплений $\psi_1(i_{\mu_1}, \delta_1)$, $\psi_2(i_{\mu_2}, \delta_2)$ и электромагнитных усилий $f_{\text{ЭМ}1}(i_{\mu_1}, \delta_1)$, $f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu_2}, \delta_2)$ в зависимости от тока и положения бойка относительно полюсной системы первой и второй катушки (рисунок 6.20), который на завершающем этапе построения модели применялся для задания функции двух аргументов в виде стандартных блоков двумерных таблиц Look-Up Table(2D), входящих в базовый блок магнитной подсистемы «Magnetic subsystem», представленный на рисунке 6.13.

При расчете силы трения бойка, также принималось во внимание наличие постоянной $f_{\text{тр}13}^I$ и переменной $f_{\text{тр}13}^{II}(i_{\mu_1}, i_{\mu_2}, x_1)$ составляющей этой силы вызванной односторонним магнитным притяжением, учет которой выполнялся с помощью подсистемы «Magnetic attraction» (рисунок 6.14) в зависимости от координаты положения бойка и намагничивающего тока катушек.

В основе конструкции расчетной модели применен модернизированный вари-

ант однокатушечного ударного узла со свободным выбегом бойка типа МС-18/36 (рисунок 6.1) [44], отличающийся наличием двух катушек одинаковых размеров.

На рисунках 6.22 – 6.25 приведены временные диаграммы рабочего процесса двухкатушечного варианта СЭМУД со свободным выбегом бойка, рассчитанного на энергию удара до 10 Дж.

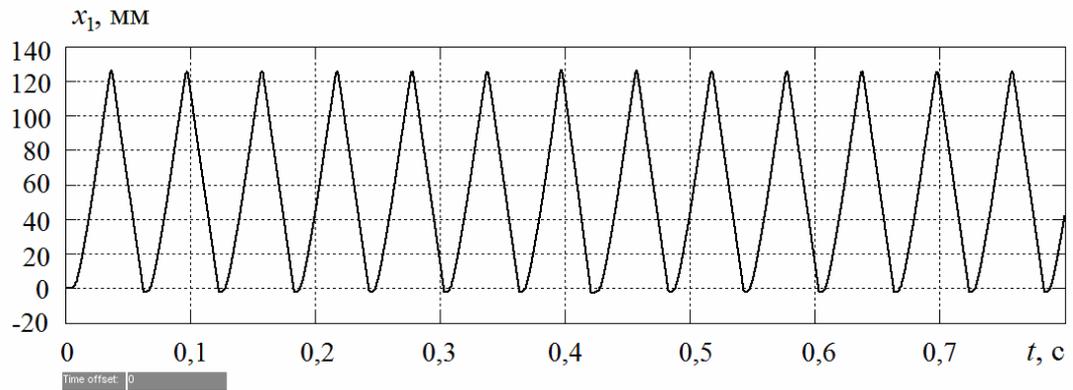


Рисунок 6.22 – Временная диаграмма перемещения бойка $x_1(t)$

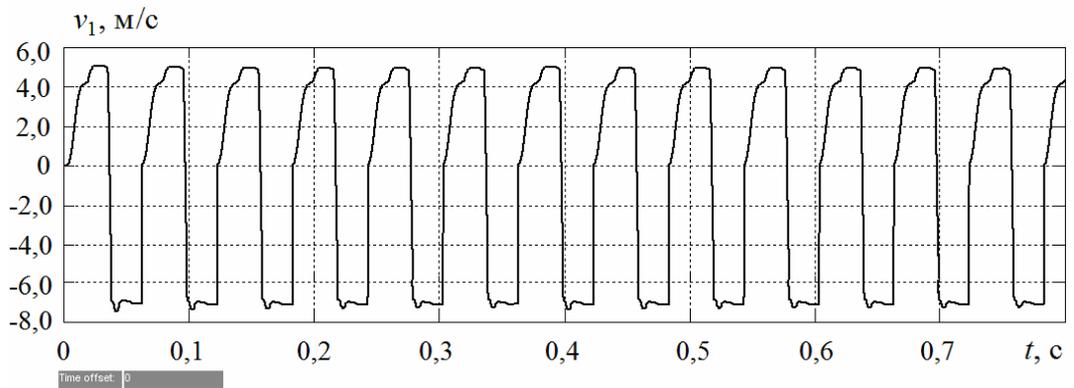


Рисунок 6.23 – Временная диаграмма скорости бойка $v_1(t)$

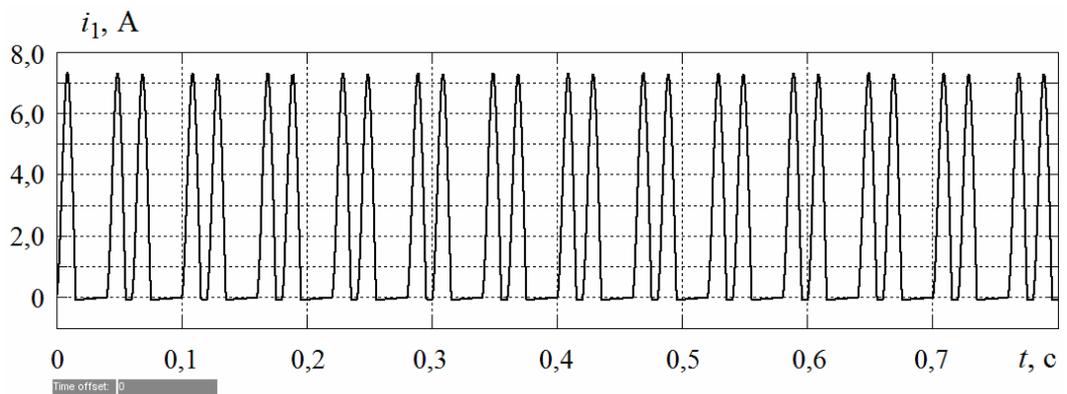


Рисунок 6.24 – Временная диаграмма тока $i_1(t)$

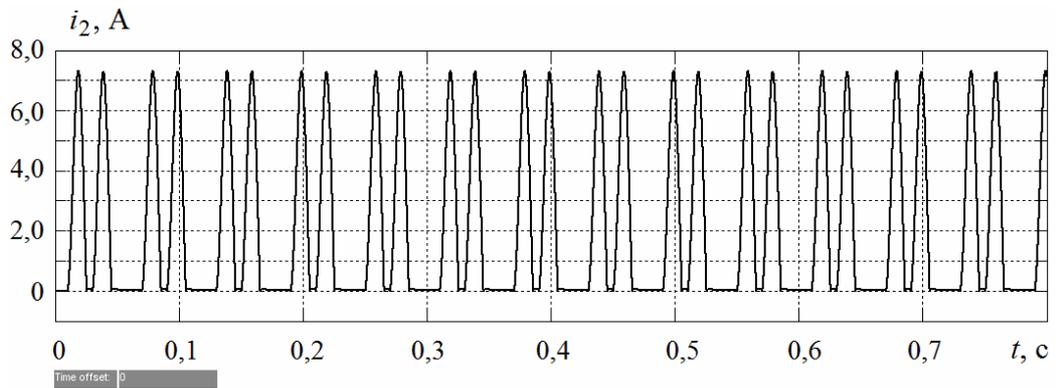


Рисунок 6.25 – Временная диаграмма тока $i_2(t)$

Временные диаграммы рабочего процесса двухкатушечной СЭМУД приведены на рисунке 6.26 на интервале рабочего цикла $t = 0,06$ с.

В качестве исходных данных использовались следующие параметры модели:

$$m_1 = 0,32 \text{ кг}; \quad m_2 = 0,36 \text{ кг}; \quad m_3 = 4,8 \text{ кг}; \quad k_1 = 20 \cdot 10^3 \text{ Н/м}; \quad b_1 = 8 \text{ Н} \cdot \text{с/м};$$

$$k_2 = 2 \cdot 10^6 \text{ Н/м}; \quad b_2 = 0; \quad k_3 = 16 \cdot 10^3 \text{ Н/м}; \quad b_3 = 45 \text{ Н} \cdot \text{с/м}; \quad f_{\text{Тр}13}^I = 3 \text{ Н}; \quad f_{\text{Тр}23} = 10 \text{ Н}.$$

Сила нажатия ударного узла $F_{\text{Н}} = 350$ Н. Материал магнитопровода – электротехническая сталь 1212. Боек – цельнометаллический из конструкционной стали 40ХН. Намотка катушек произведена медным проводником диаметром $d_{\text{пр}} = 1,04$ мм с количеством витков $w_1 = w_2 = 1525$ и активным сопротивлением $r_1 = r_2 = 12,8$ Ом. Действующее значение напряжения однофазного источника $U = 220$ В.

В сравнении с однокатушечным вариантом ударного узла со свободным выбегом бойка использование двухкатушечного варианта обеспечивает увеличение энергии удара бойка при сохранении амплитуды импульсов тока на прежнем уровне. Эффективность нового рабочего цикла очевидна, однако, как показывает расчет, предъявляются более высокие требования в вопросах согласования работы ударного узла с импульсами напряжения, подаваемыми на систему катушек.

Результаты моделирования подтверждают эффективность в использовании нового рабочего цикла, обеспечивающего улучшение электромагнитной совместимости промышленного однофазного источника электроэнергии и ударного узла двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка.

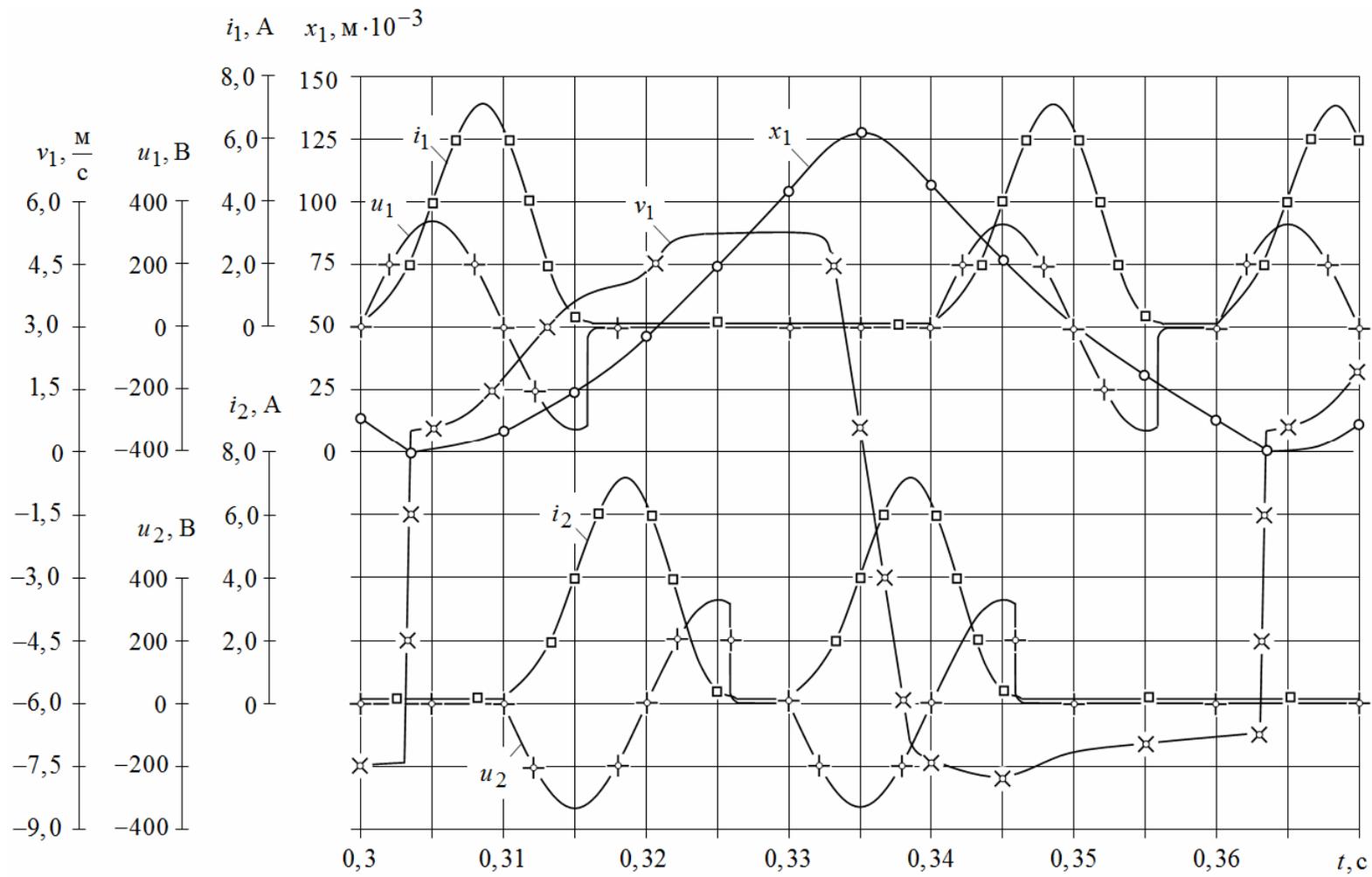


Рисунок 6.26 – Временная диаграмма рабочего процесса двухкатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка

6.5 Двухкатушечная синхронная электромагнитная машина ударного действия с инерционным реверсом бойка

6.5.1 Математическая модель динамики двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка

Данный вариант ударного узла СЭМУД широко известен, также разработаны более совершенные его модификации [11, 40, 51, 56, 66, 81, 237–239], повышающие надежность и улучшающие потребительские качества. Однако, выполненные к настоящему времени исследования по двухкатушечным СЭМУД с инерционным реверсом бойка имеют только рекомендательный характер и не содержат обоснованных пределов применения.

Конструктивная схема двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом приведена на рисунке 6.27 [56]. Для реализации рабочего цикла используется система из двух катушек прямого 1 и обратного 2 хода, заключенных в съемный статор, содержащий общий или отдельные секции магнитопроводов 3, 4, которые обеспечивают разгон ударной массы бойка 5 электромагнитными силами в двух направлениях. Установочные положения секций статоров относительно оси можно регулировать с помощью съемных колец 12 и 13. Совершая возвратно-поступательные движения, боек 5 периодически взаимодействует с рабочим инструментом 6 и с массивным инерционным преобразователем 7, который выполняет его остановку и реверс. При ударном взаимодействии движение инерционного преобразователя 7 происходит в направлении, противоположном направлению движения бойка 5, а его кинетическая энергия переходит в потенциальную энергию при сжатии упругого звена (пружины) 8.

После ударного взаимодействия бойка 5 с рабочим инструментом 6 и передаче энергии в деформируемую среду 9 движение бойка под действием электромагнитных сил катушки обратного хода 2 выполняется в направлении движущемуся ему навстречу инерционного преобразователя 7. Далее цикл повторяется.

Для снижения амплитуды вибраций в промежутке между крепежным устройством 10 и основанием двигателя установлен виброизолирующий упругий элемент 11.

Усилие нажатия F_H обеспечивает необходимую устойчивую связь ударного узла с рабочим инструментом при возбуждении ударного импульса сил и взаимодейст-

вии с деформируемой средой. Катушки получают питание от однофазного источника напряжения промышленной частота по однополупериодной схеме выпрямления.

Рабочий процесс ударного узла осуществляется за время одного периода напряжения, что при частоте источника $f = 50 \text{ Гц}$ обеспечивает синхронную частоту ударных импульсов сил $n_{\text{уд}}$ и длительность времени рабочего цикла $t_{\text{ц}}$:

$$n_{\text{уд}} = \frac{60 f}{2 p} = 3000 \text{ уд/мин}; \quad t_{\text{ц}} = \frac{2 p}{f} = 0,02 \text{ с.}$$

Согласно установленным связям и действующим в системе обобщенным силам, на рисунке 6.28 представлена расчетная схема ЭМКС электромагнитного ударного узла двухкатушечной СЭМУД имеющая $N = 5$ степеней свободы

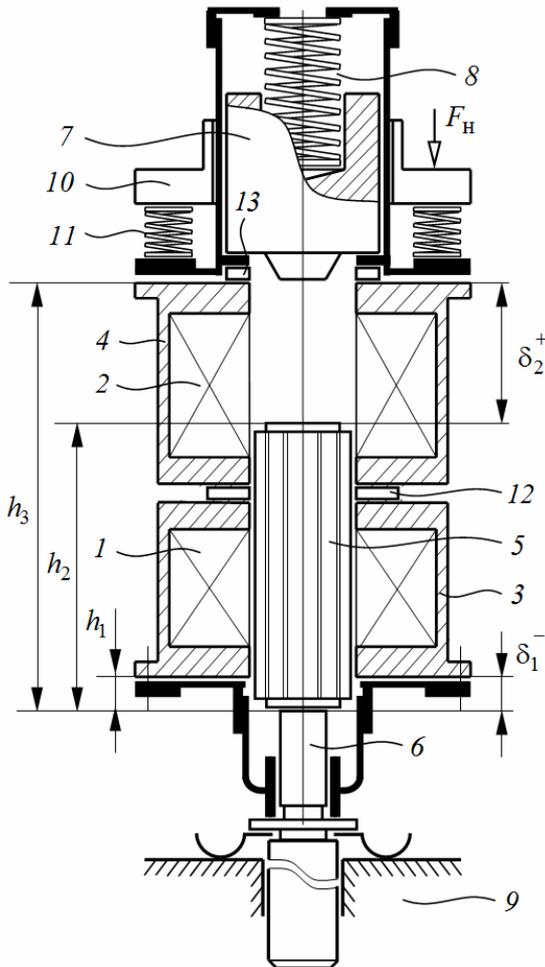


Рисунок 6.27 – Конструктивная схема двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка

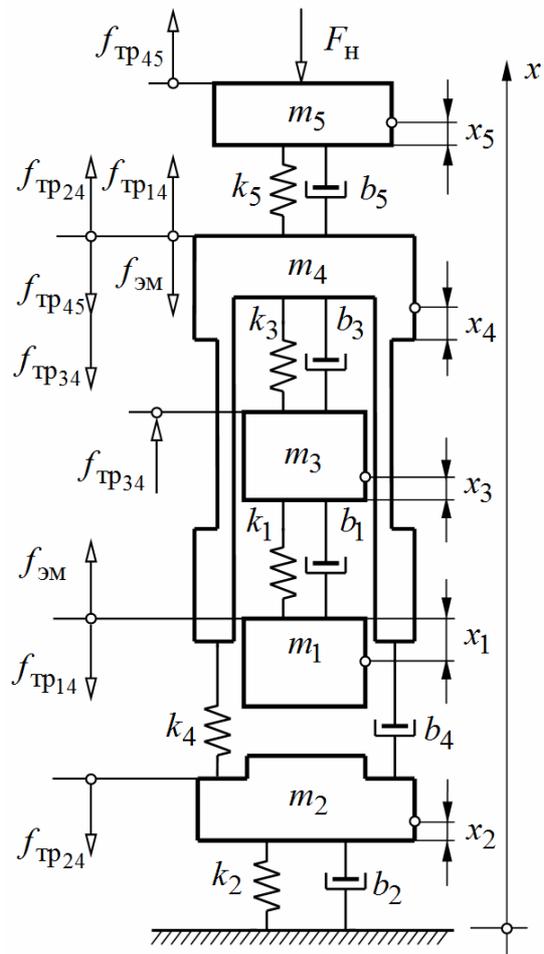


Рисунок 6.28 – Расчетная динамическая схема двухкатушечной ЭМКС с инерционным реверсом

В качестве обобщенных координат здесь выступают линейные перемещения центра масс бойка x_1 массой m_1 , рабочего инструмента x_2 массой m_2 , инерционного преобразователя x_3 массой m_3 , электромагнитного двигателя x_4 массой m_4 и устройства крепежа x_5 с присоединенной к нему массой m_5 .

Принимая во внимание уравнения электрического равновесия и поступательные движения инерционных масс, после подстановки в (5.2) частных производных и производных по времени от кинетической энергии, а также выражений для обобщенных сил, соответствующих потенциальной энергии, энергиям рассеяния и внешних воздействий, математическая модель динамического состояния пятимассовой ($N = 5$) ЭМКС будет описываться следующей системой дифференциальных уравнений [240]:

$$\left\{ \begin{array}{l} u_1(t) = i_1 r_1 + \frac{d\psi_1(i_{\mu_1}, x_1)}{dt}; \\ u_2(t) = i_2 r_2 + \frac{d\psi_2(i_{\mu_2}, x_1)}{dt}; \\ i_1 = i_{\pi_1} + i_{\mu_1}; \quad i_2 = i_{\pi_2} + i_{\mu_2}; \\ m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} + b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_1 (x_1 - x_3) = f_{\text{ЭМ}}(i_{\mu_1}, i_{\mu_2}, x_1) - f_{\text{ТР14}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}; \\ m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} + b_2 \frac{dx_2}{dt} - b_4 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) + k_2 x_2 - k_4 (x_4 - x_2) = -f_{\text{ТР24}} \operatorname{sign} \frac{dx_2}{dt}; \\ m_3 \frac{d^2 x_3}{dt^2} - b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) - b_3 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) - k_1 (x_1 - x_3) - k_3 (x_4 - x_3) = \\ = f_{\text{ТР34}} \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt}; \\ m_4 \frac{d^2 x_4}{dt^2} + b_3 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + b_4 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) - b_5 \left(\frac{dx_5}{dt} - \frac{dx_4}{dt} \right) + \\ + k_3 (x_4 - x_3) + k_4 (x_4 - x_2) - k_5 (x_5 - x_4) = -f_{\text{ЭМ}}(i_{\mu_1}, i_{\mu_2}, x_1) + \\ + (f_{\text{ТР14}} + f_{\text{ТР24}} - f_{\text{ТР34}} - f_{\text{ТР45}}) \operatorname{sign} \frac{dx_4}{dt}; \\ m_5 \frac{d^2 x_5}{dt^2} + b_5 \left(\frac{dx_5}{dt} - \frac{dx_4}{dt} \right) + k_5 (x_5 - x_4) = f_{\text{ТР45}} \operatorname{sign} \frac{dx_5}{dt} - F_{\text{Н}}, \end{array} \right. \quad (6.22)$$

где $k_1 \dots k_5$ – статические коэффициенты жесткости упругих связей; $b_1 \dots b_5$ – коэффициенты вязкого трения упругих связей; $f_{\hat{y}_1}(i_{\mu}, x_1) = f_{\hat{y}_1 1}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\hat{y}_1 2}(i_{\mu_2}, x_1) -$

вынуждающая электромагнитная сила первой и второй катушки; $f_{\text{тр}14}, f_{\text{тр}24}, f_{\text{тр}34}, f_{\text{тр}45}$ – силы сухого трения скольжения; $F_{\text{н}}$ – постоянная величина усилия нажатия.

Величина $f_{\text{тр}14}$ включает в себя постоянную и переменную составляющие этой силы $f_{\text{тр}14} = f_{\text{тр}14}^I + f_{\text{тр}14}^{II}(i_{\mu_1}, i_{\mu_2}, x_1)$, где $f_{\text{тр}14}^I$ – постоянная составляющая силы сухого трения бойка при обесточенной катушке; $f_{\text{тр}14}^{II}(i_{\mu_1}, i_{\mu_2}, x_1) = \mu_{\text{т}}(f_{\text{эм}14}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\text{эм}14}(i_{\mu_2}, x_1))$ – переменная составляющая силы трения, обусловленная силами одностороннего магнитного притяжения.

Реальный процесс движения рассматриваем, как результат совместного действия вынужденных, свободных колебаний механической системы и ударных импульсов сил, обусловленных периодическим взаимодействием бойка с рабочим инструментом и инерционным преобразователем. Возвратно-поступательные движения бойка выполняются в заданном диапазоне перемещений, не позволяющих бойку выходить за установленные пределы, и для описания модели целесообразно воспользоваться следующей системой равенств, определяющих координату положения бойка относительно нижней полюсной системы катушки рабочего хода (рисунок 6.27)

$$x_1(t) = \begin{cases} 0, & \text{при } \delta_1^- = h_1; \\ h_1 - \delta_1^- & \text{при } 0 \leq x_1 \leq h_1; \\ h_1 + \delta_1^+, & \text{при } x_1 \geq h_1, \end{cases} \quad (6.23)$$

или относительно верхней полюсной системы катушки обратного хода (рисунок 6.27)

$$x_1(t) = \begin{cases} 0, & \text{при } \delta_2^+ = h_3 - h_2; \\ h_3 - h_2 - \delta_2^+ & \text{при } 0 \leq x_1 \leq h_3 - h_2; \\ h_3 - h_2 + \delta_2^-, & \text{при } x_1 \geq h_3 - h_2, \end{cases} \quad (6.24)$$

где δ_1^+, δ_1^- – рабочий воздушный зазор, образованный положением бойка до выхода и при выходе из нижней полюсной системы катушки прямого хода; δ_2^+, δ_2^- – аналогично для катушки обратного хода относительно верхней полюсной системы h_1, h_2 и h_3 – фиксированные координаты относительно ударного сечения рабочего инструмента.

В расчетах принимаем, что сила сопротивления движения бойка зависит только от силы трения скольжения ($k_1 = 0, b_1 = 0$).

Окончательно процесс движения в ЭМКС рассматриваем, как результат совместного действия вынужденных, свободных колебаний и периодических ударных импульсов сил.

Принимая во внимание ударные взаимодействия в механической системе, уравнения (6.22) совместно с условиями (6.23) или (6.24), а также цикличность работы ударного узла позволяют построить обобщенную математическую модель динамики двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка в виде следующей системы дифференциальных уравнений [81, 240]:

$$\left\{ \begin{array}{l} u_1(t) = i_1 r_1 + \frac{d\psi_1(i_{\mu_1}, x_1)}{dt}; \\ u_2(t) = i_2 r_2 + \frac{d\psi_2(i_{\mu_2}, x_1)}{dt}; \\ i_1 = i_{\Pi_1} + i_{\mu_1}; \quad i_2 = i_{\Pi_2} + i_{\mu_2}; \\ m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} = \begin{cases} N_3 - f_{\text{ЭМ}1}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu_2}, x_1) - f_{\text{ТР}14} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, \\ \text{если } \frac{dx_1}{dt} > 0, \text{ при } t_{\Pi}(n-1) \leq t < (n-1)t_{\Pi} + t_p; \\ -N_1 - f_{\text{ЭМ}1}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\text{ЭМ}2}(i_2, x_1) - f_{\text{ТР}14} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, \\ \text{если } \frac{dx_1}{dt} \leq 0, \text{ при } (n-1)t_{\Pi} + t_p \leq t < nt_{\Pi}; \end{cases} \\ m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} = -N_4 - \tilde{\lambda}_2 + \tilde{\lambda}_4 - f_{\text{ТР}24} \operatorname{sign} \frac{dx_2}{dt}; \\ m_3 \frac{d^2 x_3}{dt^2} = N_2 + \tilde{\lambda}_3 + f_{\text{ТР}34} \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt}; \\ m_4 \frac{d^2 x_4}{dt^2} = -\tilde{\lambda}_3 - \tilde{\lambda}_4 + \tilde{\lambda}_5 + f_{\text{ЭМ}1}(i_{\mu_1}, x_1) - f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu_2}, x_2) + \\ + (f_{\text{ТР}14} + f_{\text{ТР}24} - f_{\text{ТР}34} + f_{\text{ТР}45}) \operatorname{sign} \frac{dx_4}{dt}; \\ m_5 \frac{d^2 x_5}{dt^2} = -\tilde{\lambda}_5 + f_{\text{ТР}45} \operatorname{sign} \frac{dx_5}{dt} - F_{\text{Н}}, \end{array} \right. \quad (6.25)$$

где $\tilde{\lambda}_2 = b_2 \frac{dx_2}{dt} + k_2 x_2$; $\tilde{\lambda}_3 = b_3 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_3 (x_4 - x_3)$; $\tilde{\lambda}_4 = b_4 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) +$

$$+k_4(x_4 - x_2); \tilde{\lambda}_5 = b_5 \left(\frac{dx_5}{dt} - \frac{dx_4}{dt} \right) + k_5(x_5 - x_4); N_1 = \frac{m_1 \bar{v}_1}{\tau_{и}}, N_2 = \frac{m_3 \bar{v}_3}{\tau_{и}} - \text{средняя ве-}$$

личина импульсов сил в результате взаимодействия бойка и инерционного преобразователя в конце упругого удара; v_1, v_3 – скорости центра масс бойка и инерционного

преобразователя в конце упругого удара; $N_3 = \frac{m_1 \bar{v}_1}{\tau_{и}}, N_4 = \frac{m_2 \bar{v}_2}{\tau_{и}}$ – средняя величина

импульсов сил в результате взаимодействия бойка и ударного инструмента в конце упругого удара; \bar{v}_1, \bar{v}_2 – проекции скоростей центра масс бойка и рабочего инстру-

мента в конце упругого удара; $n = 1, 2, \dots$ – число полных циклов; $t_{ц} = t_p + t_{п}$ – длительность цикла; $t_p, t_{п}$ – длительность времени обратного и прямого хода бойка.

Для расчетов скоростей каждой их соударяющихся масс в конце упругого удара выраженных через значения скоростей в начале удара используются ранее установленные соотношения (4.18), (4.24) и (4.25), отражающие влияние параметров ударной системы с потерями кинетической энергии на деформацию и неполное восстановление объемов соударяющихся тел.

Полученная система дифференциальных уравнений (6.25) динамики ударного узла двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка (рисунок 6.27) позволяет производить всесторонний анализ электромеханических процессов в различных режимах.

6.5.2 Рабочий процесс двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка

В основе конструкции расчетной модели применена одна из модификаций ударного узла двухкатушечной СЭМУД типа ИЭ-4207 рассчитанного на энергию удара 5,0 Дж [11, 40]. На рисунках 6.29 – 6.34 приведены временные диаграммы рабочего процесса СЭМУД.

Временные диаграммы рабочего процесса двухкатушечной СЭМУД на интервалах рабочего цикла $t = 0, 02$ с для квазиустановившегося режима приведены на рисунке 6.35.

При работе ударного узла направление движения инерционного преобразовате-

ля всегда находится в противофазе относительно движения бойка. При энергообмене ударом кинетическая энергия инерционной массы преобразователя переходит в потенциальную энергию при сжатии упругого звена и затем в кинетическую энергию на встречном ходе.

Построение структурной модели и весь алгоритм расчета динамики СЭМУД согласно уравнениям (6.25) выполнялся средствами Matlab Simulink.

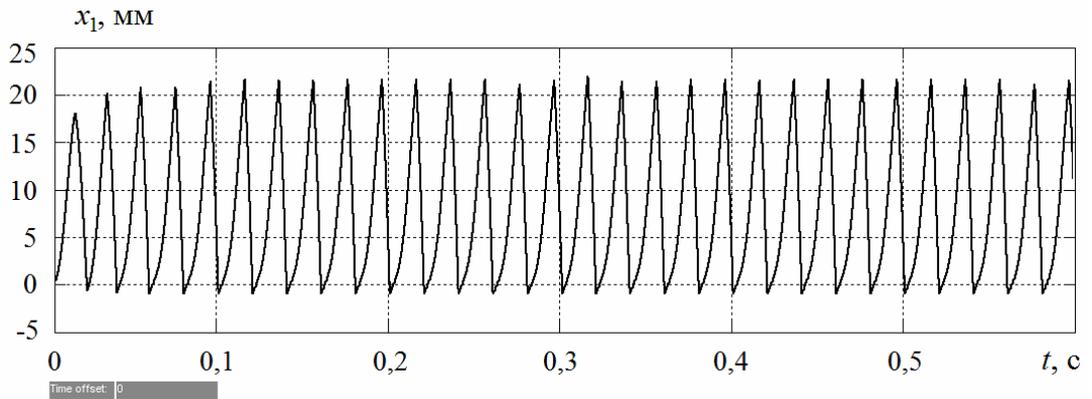


Рисунок 6.29 – Временная диаграмма перемещения бойка $x_1(t)$

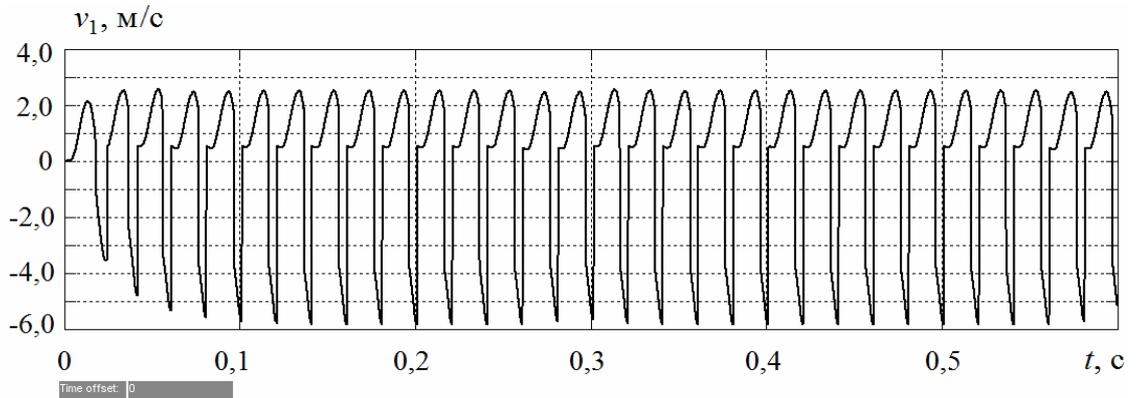


Рисунок 6.30 – Временная диаграмма скорости бойка $v_1(t)$

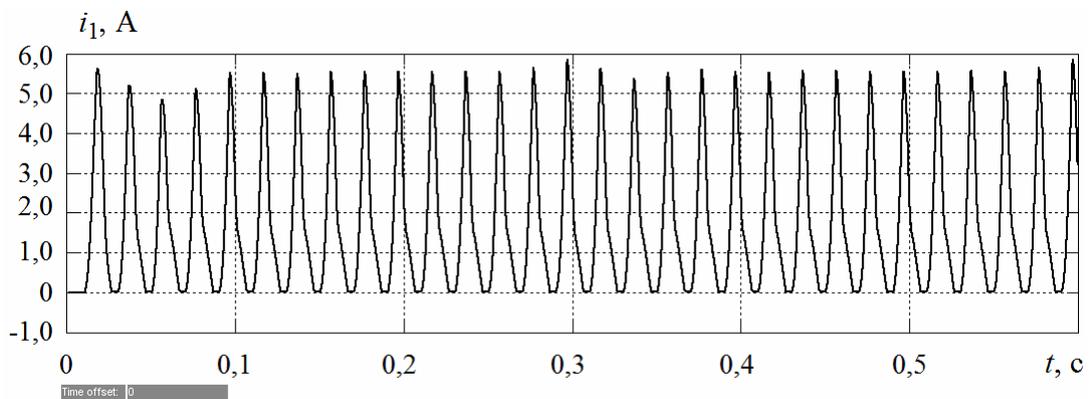


Рисунок 6.31 – Временная диаграмма тока $i_1(t)$

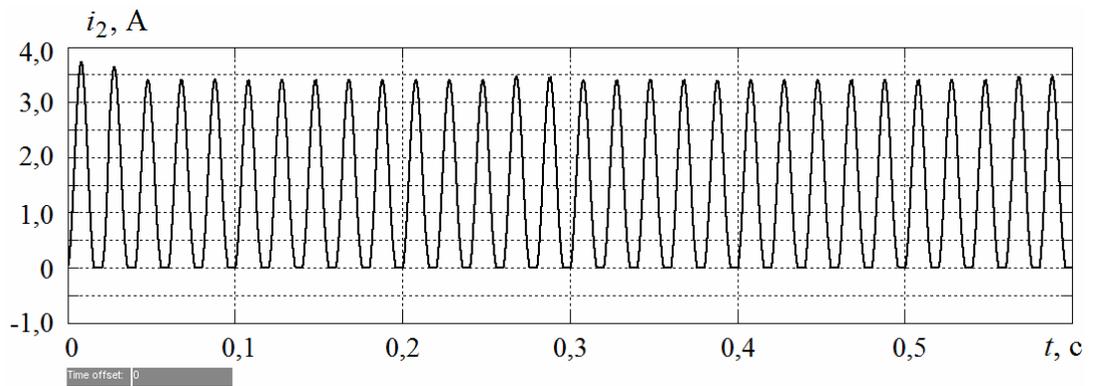


Рисунок 6.32 – Временная диаграмма тока $i_2(t)$

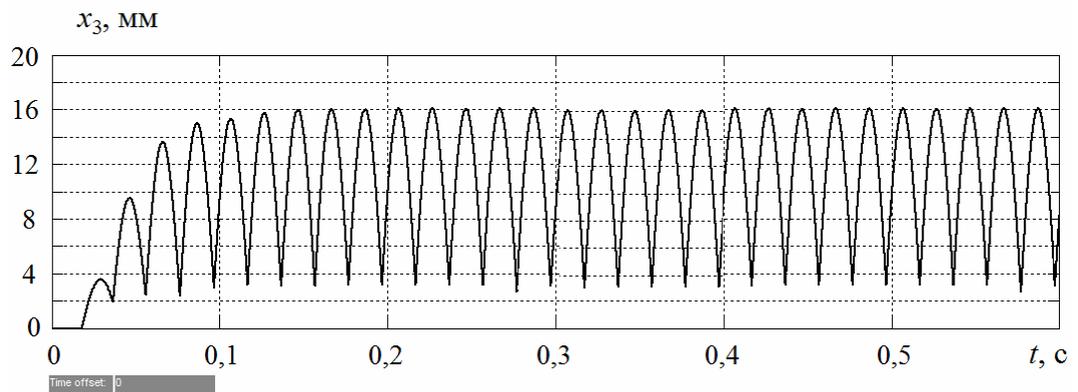


Рисунок 6.33 – Временная диаграмма перемещения центра масс инерционного преобразователя $x_3(t)$

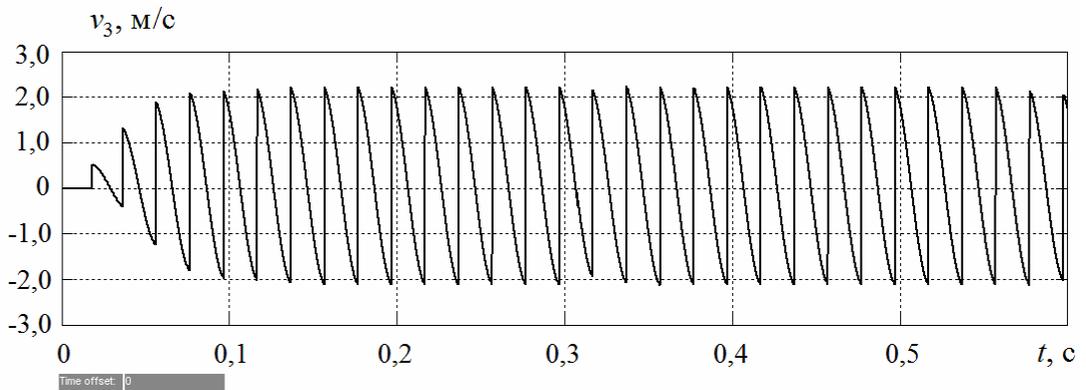


Рисунок 6.34 – Временная диаграмма скорости центра масс инерционного преобразователя $v_3(t)$

Для построения динамической модели использовался базовый вариант структурной схемы двухкатушечной СЭМУД на рисунке 6.12, включающий измерительные модули.

Подготовка к моделированию включала весь комплекс расчета статических параметров (потокосцеплений, электромагнитных усилий) для задания функции двух

аргументов в виде стандартных блоков двумерных таблиц Look-Up Table(2D), входящих в базовый блок магнитной подсистемы «Magnetic subsystem» и подсистемы по учету усилия одностороннего магнитного притяжения бойка.

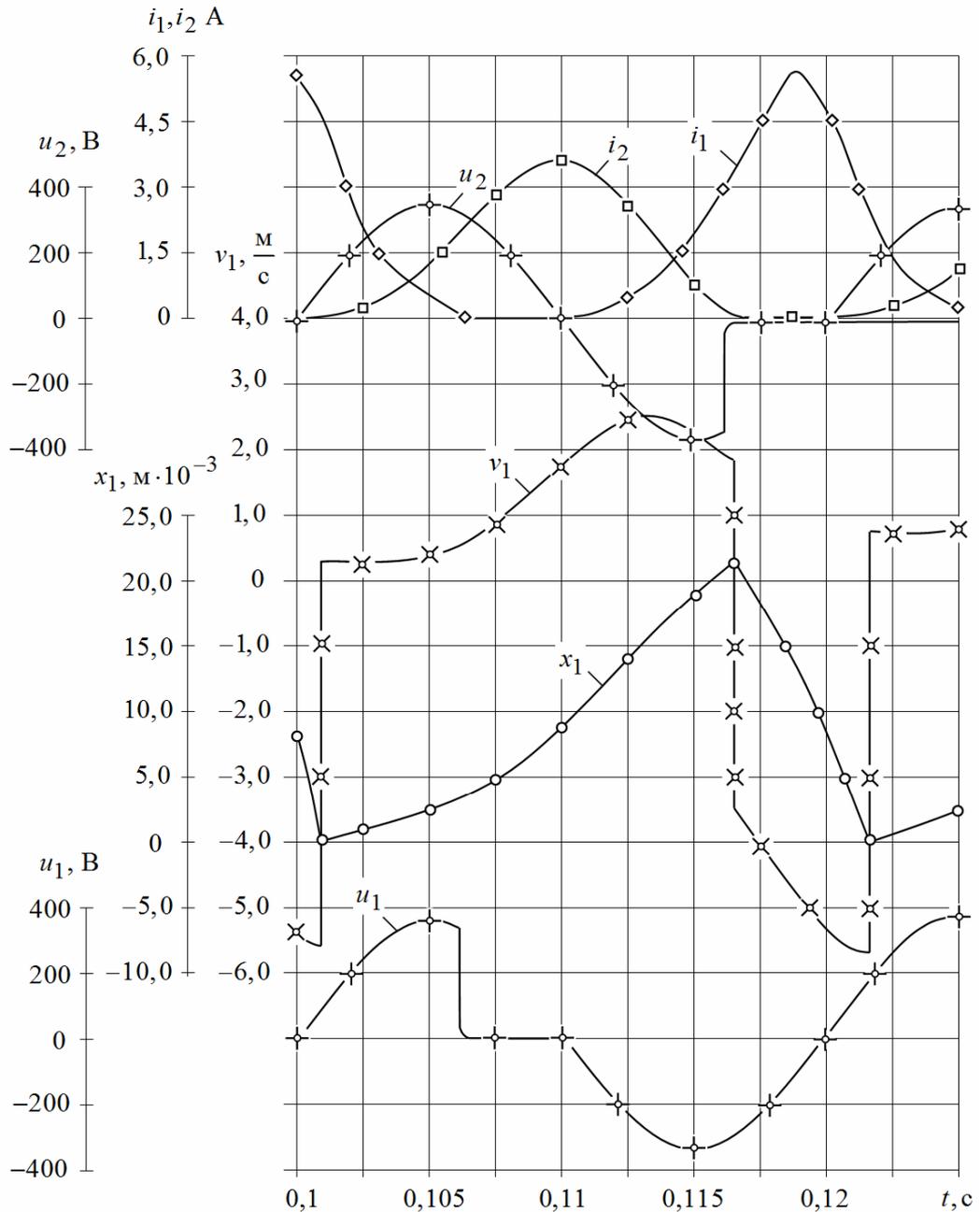


Рисунок 6.35 – Временная диаграмма рабочего процесса двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка

В качестве исходных данных модели использовались следующие параметры ударного узла: $m_1 = 0,394$ кг; $m_2 = 0,32$ кг; $m_3 = 0,66$ кг; $m_4 = 3,9$ кг; $m_5 = 1,2$ кг; $k_2 = 2 \cdot 10^6$ Н/м; $b_2 = 0$; $k_3 = 12,5 \cdot 10^3$ Н/м; $b_3 = 12$ Н·с/м; $k_4 = 16 \cdot 10^6$ Н/м;

$b_5 = 45 \text{ Н} \cdot \text{с/м}$; $k_5 = 6 \cdot 10^3 \text{ Н/м}$; $b_5 = 6 \text{ Н} \cdot \text{с/м}$; $f_{\text{тр}14}^I = 3 \text{ Н}$; $f_{\text{тр}24} = 10 \text{ Н}$; $f_{\text{тр}34} = 4 \text{ Н}$; $f_{\text{тр}45} = 5 \text{ Н}$. Сила нажатия ударного узла $F_{\text{н}} = 350 \text{ Н}$. Материал магнитопровода – электротехническая сталь 1212. Боек изготовлен цельнометаллическим из конструкционной стали 40 ХН. Катушка 1 прямого хода с количеством витков $w_1 = 1290$ имеет диаметр проводника $d_{\text{пр}} = 0,63 \text{ мм}$ и активное сопротивление $r_1 = 12,9 \text{ Ом}$. Катушка 2 обратного хода с количеством витков $w_1 = 1540$ имеет диаметр проводника $d_{\text{пр}} = 0,5 \text{ мм}$ и активное сопротивление $r_1 = 23,2 \text{ Ом}$. Действующее значение напряжения однофазного источника $U = 220 \text{ В}$. Обе катушки получают питание от однофазного источника напряжения по однополупериодной схеме выпрямления.

Внешний вид конструкции ударного узла СЭМУД ИЭ-4207 изображен на рисунке 6.36.



Рисунок 6.36 – Внешний вид ударного узла СЭМУД ИЭ-4207

Оценка адекватности математической модели производилась путем сравнения расчетных значений показателей энергии удара – $A_{\text{уд}}$, действующего значения тока – I , потребляемой – P_1 и полезной – P_2 мощности, КПД и $\cos \varphi$ с показателями, полученными на физической модели (таблица 6.1).

Таблица 6.1 – Сравнение результатов моделирования

Значения показателя	$A_{\text{уд}}$, Дж	U , В	I , А	P_1 , Вт	P_2 , Вт	η , %	$\cos \varphi$
Расчет	4,9	230	5,2	645	245	38	0,54
Эксперимент	4,8	230	5,4	670	240	36	0,54

Расхождение между результатами расчетов и экспериментальными данными составляет не более 5%, что позволяет сделать вывод об адекватности модели. Относительно хорошее соответствие количественных результатов стало возможным за

счет более высокой точности учета аналогов механических характеристики модели и в особенности это касается демпфирующих свойств упругих связей и сил сухого трения скольжения, которыми ввиду сложности решения задачи анализа большинство разработчиков игнорируют.

Для СЭМУД с естественной коммутацией при питании катушек импульсами тока от однофазного источника промышленной частоты необходимая длительность тока в отдельно взятых катушках и время движения бойка под действием электромагнитных сил, созданных этими катушками, в разной степени может отличаться от оптимального режима работы, что в целом снижает КПД ударного узла.

Конструктивное исполнение СЭМУД по образцу ударного узла ИЭ-4207 не обеспечивает регулировки по согласованию времени движения бойка и длительности протекания тока в отдельно взятых катушках, т.к. статор ЛЭМД выполняющий функции магнитопровода катушки прямого и обратного хода выполнен единой секции (рисунок 6.37, а).



Рисунок 6.37 – Конструктивное исполнение магнитопровода статора ЛЭМД:
а – двухсекционный связанный статор; б – двухсекционный независимый статор

Решение задачи точной настройки на оптимальный режим работы СЭМУД может быть обеспечено за счет выполнения статора из двух отдельных и примыкающих друг к другу независимых секций (рисунок 6.37, б) с возможностью точной фиксации взаимного осевого положения относительно друг друга и упоров посредством установки различных по толщине съемных колец [55.]

Согласование между временем протекания тока в отдельно взятой катушке и положением бойка на данный момент времени в режиме вынужденных колебаний ЭМКС осуществляется подбором необходимой толщины съемных колец. Подобная

конструкция обеспечивает независимую регулировку положений секций статора как по отношению друг к другу, так и по отношению к ударному сечению рабочего инструмента и инерционного преобразователя.

На рисунке 6.38 представлены рабочие характеристики модернизированного варианта ударного узла ИЭ-4207 характеризующие значения показателей энергии удара $A_{уд}$ и КПД в зависимости от осевого смещения секции статора катушки прямого хода и ударных сечений.

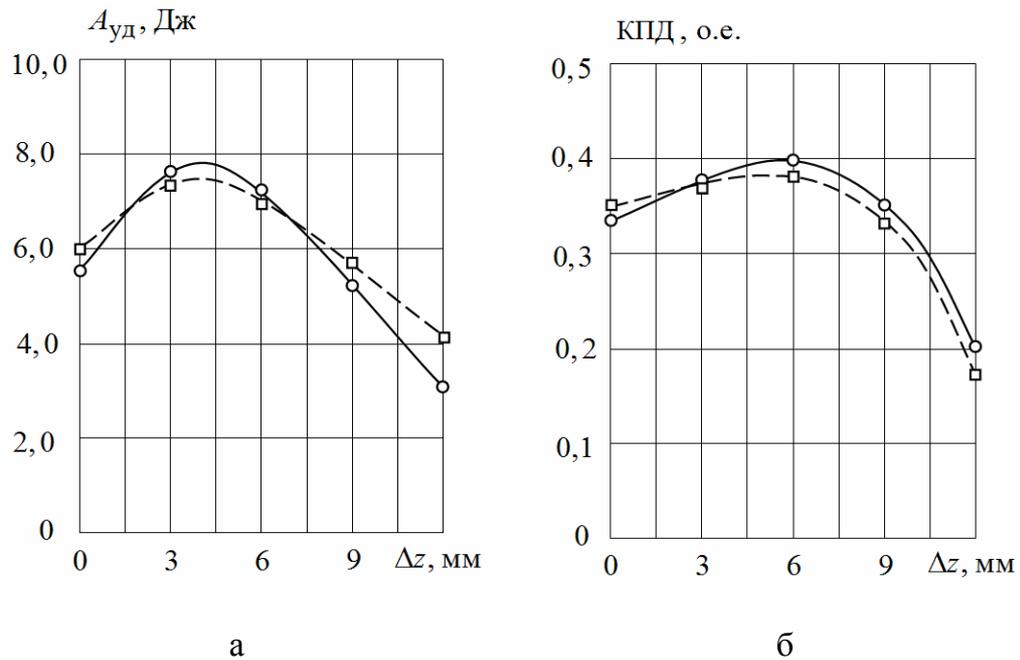


Рисунок 6.38 – Рабочие характеристики двухкатушечной СЭМУД с двухсекционным независимым статором (сплошные кривые – расчет, штриховые – эксперимент): а – зависимости энергии удара $A_{уд} = f(\Delta z)$;

б – зависимости КПД $\eta = f(\Delta z)$

Величина смещения определяется толщиной Δz съёмного кольца 12 (рисунок 6.27). Характеристики (рисунок 6.38) имеют явно выраженные максимумы, причем максимум по энергии удара и КПД не совпадают. Погрешность в расчетах находится в пределах погрешности обработки экспериментальных данных.

6.6 Двухкатушечная синхронная электромагнитная машина ударного действия с комбинированным рабочим циклом

Одним из возможных вариантов решения проблемы по улучшению электромагнитной совместимости за счет применения рабочих циклов машин, обеспечивающих понижение частоты ударных импульсов сил и снижение амплитуды импульсов тока, следует рассматривать новый рабочий цикл, реализованный в варианте двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка [61]. По совокупности происходящих рабочих процессов новый рабочий цикл сочетает в своей основе комбинацию из двух ранее известных циклов [40, 44, 66]. Реализация комбинированного рабочего цикла и способа управления, в отличие от известных машин, позволяет за время рабочего цикла использовать три полуволны напряжения, причем две полуволны напряжения подаются на катушку обратного хода, а третья полуволна – на катушку прямого (рабочего) хода с повторением указанной последовательности чередования полуволн напряжения и без паузы между ними. Боек приобретает необходимую кинетическую энергию за счет подачи на катушки трех электрических импульсов напряжения (тока).

В настоящее время конфигурация и структура двухкатушечной СЭМУД с комбинированным рабочим циклом, поддерживающие необходимую характеристику возвратно-поступательного движения ударной массы бойка и рациональное формирование ударных импульсов сил, определены только на уровне процессов энергопреобразования [147, 239].

6.6.1 Математическая модель динамики двухкатушечной СЭМУД с комбинированным рабочим циклом

Вариант исполнения ударного узла двухкатушечной СЭМУД с комбинированным рабочим циклом приведен на рисунке 6.39.

Для реализации нового рабочего цикла используется система из двух катушек прямого 1 и обратного 2 хода, заключенных в общий магнитопровод 3, которые обеспечивают разгон ударной массы бойка 4 электромагнитными силами в направлении рабочего инструмента 5 и массивного инерционного преобразователя 6, выполняю-

щего остановку и реверс бойка. Совершая циклические движения, боек 4 периодически взаимодействует с рабочим инструментом 5 и инерционным преобразователем 6. При ударном взаимодействии бойка 4 с инерционным преобразователем 6 часть кинетической энергии переходит в потенциальную энергию при сжатии пружины 7.

После ударного взаимодействия бойка 4 с рабочим инструментом 5 его кинетическая энергия в виде ударного импульса сил передается в деформируемую среду 8. Усилением нажатия F_H обеспечивается необходимая устойчивая связь ударного узла с рабочим инструментом.

Между основанием 9 крепления ударного узла и электроприводом установлен упругий виброизолирующий элемент 10.

В отличие от своего аналога двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка (рисунок 6.27), катушка 2 обратного хода обеспечивает разгон бойка 4 электромагнитными силами в двух направлениях.

Также имеются различия в установочных размерах ЛЭМД, определяемых временными диапазонами движения бойка при синхронизации его механических колебаний с частотой питающего источника промышленной частоты.

Полный рабочий цикл ударного узла при заданном алгоритме управления превышает время одного периода напряжения однофазного источника, и при частоте $f = 50 \text{ Гц}$ будет обеспечивать синхронную частоту ударных импульсов сил $n_{\text{уд}}$ и длительность времени рабочего цикла $t_{\text{ц}}$:

$$n_{\text{уд}} = \frac{60 f}{2 p} = 2000 \text{ уд/мин}; \quad t_{\text{ц}} = \frac{2 p}{f} = 0,03 \text{ с}.$$

Согласно установленным связям и действующим в системе обобщенным силам, на рисунке 6.40 представлена расчетная схема ЭМКС электромагнитного ударного узла, обладающего $N = 5$ степенями свободы, которая полностью идентична расчетной схеме на рисунке 6.28.

Последнее означает, что, принимая в качестве обобщенных координат линейные перемещения центра масс бойка x_1 массой m_1 , рабочего инструмента x_2 массой m_2 , инерционного преобразователя x_3 массой m_3 , электромагнитного двигателя x_4 массой m_4 , устройства крепления x_5 с присоединенной к нему массой m_5 , то посту-

пательные движения инерционных масс ЭМКС будут полностью соответствовать системе дифференциальных уравнений (6.22).

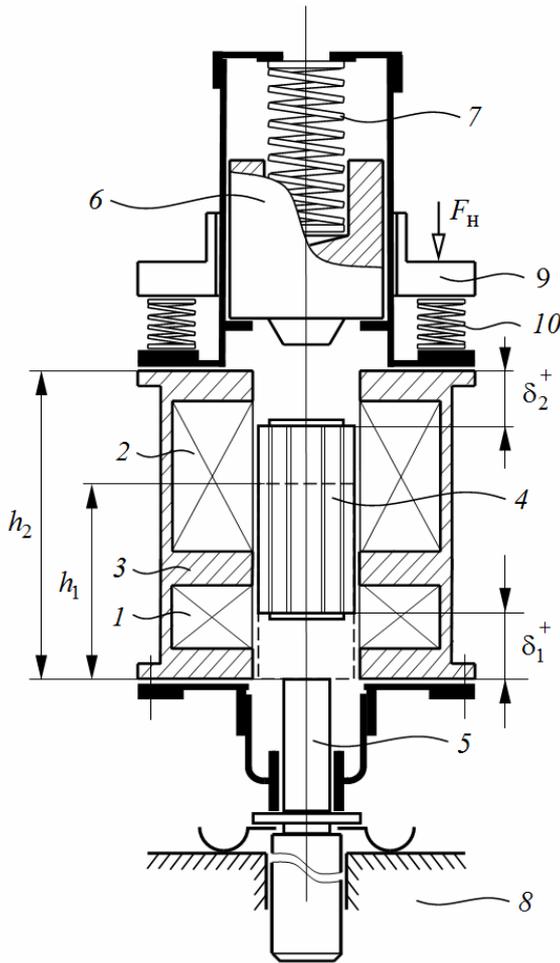


Рисунок 6.39 – Конструктивная схема двухкатушечной СЭМУД с комбинированным рабочим циклом

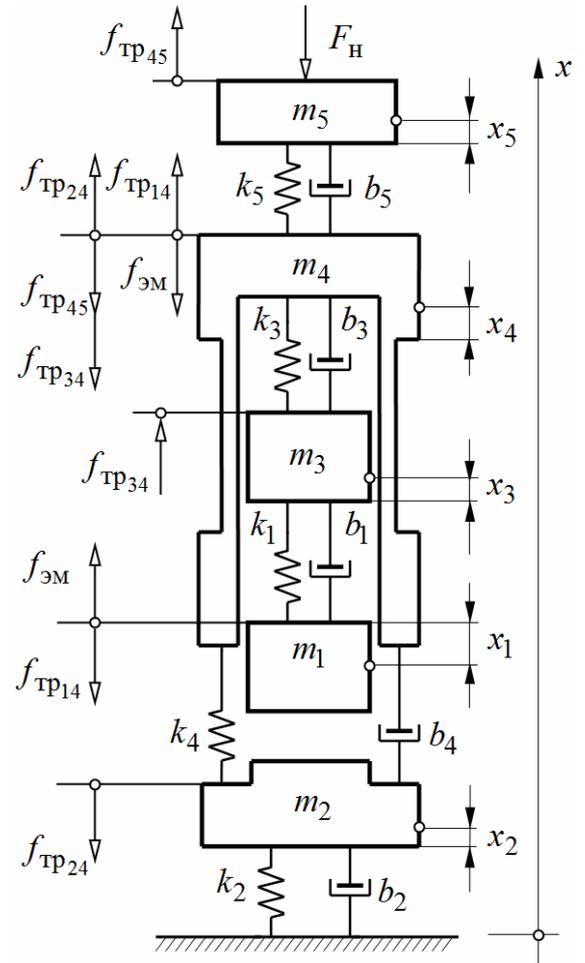


Рисунок 6.40 – Расчетная динамическая схема двухкатушечной ЭМКС с комбинированным рабочим циклом

Процесс движения в ЭМКС также следует рассматривать как результат наложения вынужденных и свободных колебаний в многомассовой системе с упругими связями от действия внешней периодической силы.

Работа ударного узла осуществляется при полной синхронизации положения бойка с импульсами напряжения, подаваемыми на катушки прямого и обратного хода. При питании от однофазного источника последовательность чередования импульсов напряжения, подаваемых на катушки, формально будет описываться следующими неравенствами

$$u_1(t) = \begin{cases} U_m \sin \omega t, & \text{при } (3k-1)\pi \leq \omega t \leq 3\pi k; \\ 0, & \text{при } 3(k-1)\pi \leq \omega t \leq (3k-1)\pi, \end{cases} \quad (6.26)$$

$$u_2(t) = \begin{cases} U_m \sin \omega t, & \text{при } 3(k-1)\pi \leq \omega t \leq (3k-1)\pi; \\ 0, & \text{при } (3k-1)\pi \leq \omega t \leq 3\pi k; \end{cases} \quad (6.27)$$

где $k = 1, 2, \dots$ – порядковый номер управляющего импульса напряжения соответствующей катушки; U_m – амплитуда напряжения; ω – циклическая частота.

При этом механическая и магнитная подсистемы связаны зависимостями электромагнитного усилия $f_{эм1} = f(i_{\mu_1}, x_1)$ и $f_{эм2} = f(i_{\mu_2}, x_1)$ от величины протекающего по катушкам тока i_1 , i_2 и координаты x_1 положения бойка. Также магнитная и электрическая подсистемы связаны зависимостями величины потокосцеплений $\psi_1 = f(i_{\mu_1}, x_1)$ и $\psi_2 = f(i_{\mu_2}, x_1)$.

Возвратно-поступательные движения и координата положения бойка при отсчете, например, относительно полюсной системы катушки обратного хода будет описываться системой равенств

$$x_1(t) = \begin{cases} h_2 - h_1 - \delta_2^+, & \text{при } 0 \leq x_1 \leq h_2 - h_1; \\ h_2 - h_1 + \delta_2^-, & \text{при } x_1 > h_2 - h_1, \end{cases} \quad (6.28)$$

где h_1 , h_2 – фиксированные координаты относительно ударного сечения рабочего инструмента; δ_2^+ , δ_2^- – переменная величина воздушного рабочего зазора, образованного положением бойка относительно верхней и нижней полюсной системы катушки 2 обратного хода (рисунок 6.39).

Рассматривая реальный процесс движения бойка, полагаем, что установленные связи (рисунок 6.40) с приведенной жесткостью k_1 и коэффициентом вязкого трения b_1 реализуются только формально ($k_1 = 0$, $b_1 = 0$). Также принимаем, что сопротивление и упругие свойства деформируемой среды, оказываемые движению рабочего инструмента, определенным образом зависят от свойств введенных упругих связей.

При расчетах средней величины импульсов сил в результате взаимодействия бойка с рабочим инструментом и инерционным преобразователем проекции скоростей в конце упругого удара центра масс бойка, рабочего инструмента и инерционного преобразователя используем ранее установленные соотношения (4.18), (4.24) и

(4.25), отражающие влияние параметров ударной системы с потерями кинетической энергии.

Принимая во внимание ударные взаимодействия в ЭМКС, уравнения (6.22) совместно с условиями (6.26) – (6.28) позволяют представить обобщенную математическую модель динамик СЭМУД с комбинированным рабочим циклом, повторяющую систему дифференциальных уравнений (6.25) [240, 241]:

$$\left\{ \begin{array}{l} u_1(t) = i_1 r_1 + \frac{d\psi_1(i_{\mu_1}, x_1)}{dt}; \\ u_2(t) = i_2 r_2 + \frac{d\psi_2(i_{\mu_2}, x_1)}{dt}; \\ i_1 = i_{\pi_1} + i_{\mu_1}; \quad i_2 = i_{\pi_2} + i_{\mu_2}; \\ m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} = \begin{cases} N_3 - f_{\text{ЭМ}1}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu_2}, x_1) - f_{\text{ТР}14} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, \\ \text{если } \frac{dx_1}{dt} > 0, \text{ при } nt_{\text{ц}} \leq t \leq nt_{\text{ц}} + t_p; \\ -N_1 - f_{\text{ЭМ}1}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu_2}, x_1) - f_{\text{ТР}14} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, \\ \text{если } \frac{dx_1}{dt} \leq 0, \text{ при } nt_{\text{ц}} + t_p \leq t \leq (n+1)t_{\text{ц}}; \end{cases} \\ m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} = -N_4 - \tilde{\lambda}_2 + \tilde{\lambda}_4 - f_{\text{ТР}24} \operatorname{sign} \frac{dx_2}{dt}; \\ m_3 \frac{d^2 x_3}{dt^2} = N_2 + \tilde{\lambda}_3 + f_{\text{ТР}34} \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt}; \\ m_4 \frac{d^2 x_4}{dt^2} = -\tilde{\lambda}_3 - \tilde{\lambda}_4 + \tilde{\lambda}_5 + f_{\text{ЭМ}1}(i_{\mu_1}, x_1) - f_{\text{ЭМ}2}(i_{\mu_2}, x_2) + \\ + (f_{\text{ТР}14} + f_{\text{ТР}24} - f_{\text{ТР}34} + f_{\text{ТР}45}) \operatorname{sign} \frac{dx_4}{dt}; \\ m_5 \frac{d^2 x_5}{dt^2} = -\tilde{\lambda}_5 + f_{\text{ТР}45} \operatorname{sign} \frac{dx_5}{dt} - F_{\text{н}}. \end{array} \right. \quad (6.29)$$

где $\tilde{\lambda}_2 = b_2 \frac{dx_2}{dt} + k_2 x_2$, $\tilde{\lambda}_3 = b_3 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_3 (x_4 - x_3)$, $\tilde{\lambda}_4 = b_4 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) + k_4 (x_4 - x_2)$; $\tilde{\lambda}_5 = b_5 \left(\frac{dx_5}{dt} - \frac{dx_4}{dt} \right) + k_5 (x_5 - x_4)$; $N_1 = \frac{m_1 \bar{v}_1}{\tau_{\text{н}}}$, $N_2 = \frac{m_3 \bar{v}_3}{\tau_{\text{н}}}$ – средняя величина импульсов сил в результате взаимодействия бойка и инерционного преобразователя в конце упругого удара; \bar{v}_1 , \bar{v}_3 – скорости центра масс бойка и инерционного

преобразователя в конце упругого удара; \bar{v}_1 , \bar{v}_3 – скорости центра масс бойка и инерционного преобразователя в конце упругого удара; \bar{v}_1 , \bar{v}_3 – скорости центра масс бойка и инерционного преобразователя в конце упругого удара;

преобразователя в конце упругого удара; $N_3 = \frac{m_1 \bar{v}_1}{\tau_{и}}$, $N_4 = \frac{m_2 \bar{v}_2}{\tau_{и}}$ – средняя величина импульсов сил в результате взаимодействия бойка и ударного инструмента в конце упругого удара \bar{v}_1 , \bar{v}_2 – проекции скоростей центра масс бойка и рабочего инструмента в конце упругого удара; $n = 1, 2, \dots$ – число полных циклов;

6.6.2 Рабочий процесс двухкатушечной СЭМУД с комбинированным рабочим циклом

Построение структурной модели согласно уравнениям (6.29) и весь алгоритм расчета реализован средствами Matlab Simulink.

При построении динамической модели использовался базовый вариант структурной схемы двухкатушечной СЭМУД на рисунке 6.12.

В основе конструкции расчетной модели была использована одна из модификаций ударного узла двухкатушечной СЭМУД ИЭ-4207 с средней энергией удара 5 Дж.

На рисунках 6.41 – 6.44 приведены временные диаграммы рабочего процесса двухкатушечной СЭМУД с комбинированным рабочим циклом.

По временным диаграммам перемещения бока (рисунок 6.41) и инерционного преобразователя (рисунок 6.42) наблюдается разброс в амплитудах колебаний, что вызвано более сложной синхронизацией электрической, магнитной и механической подсистемы ударного узла СЭМУД с новым способом управления.

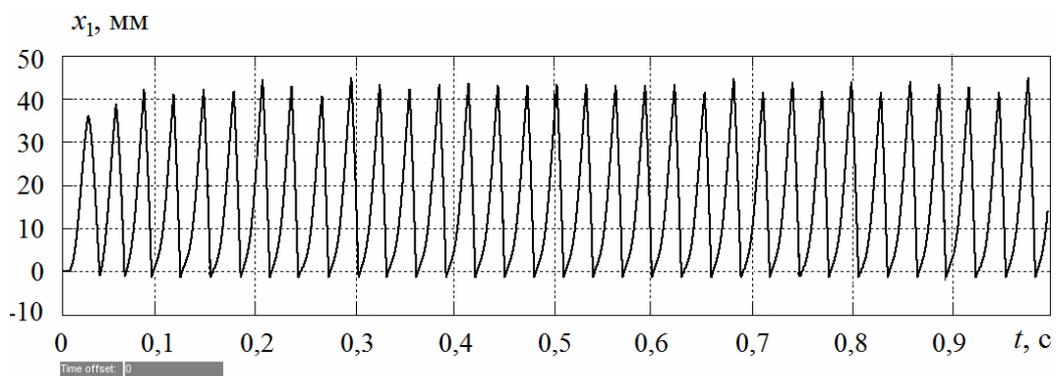


Рисунок 6.41 – Временная диаграмма перемещения бойка $x_1(t)$

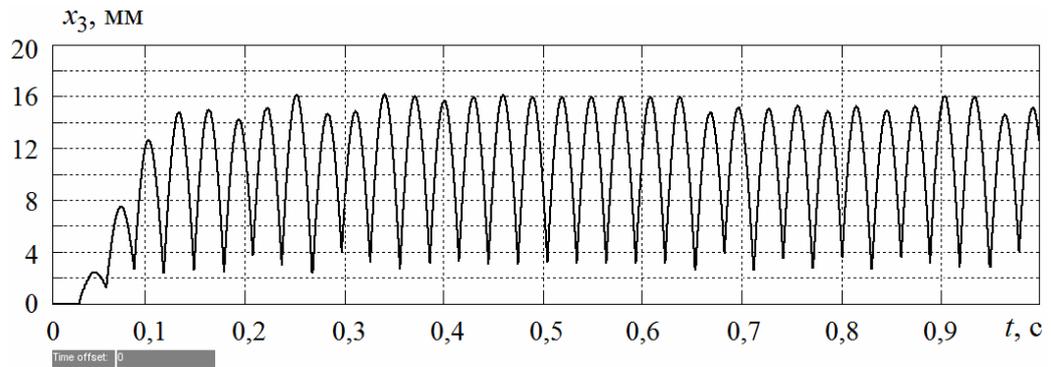


Рисунок 6.42 – Временная диаграмма перемещения центра масс инерционного преобразователя $x_3(t)$

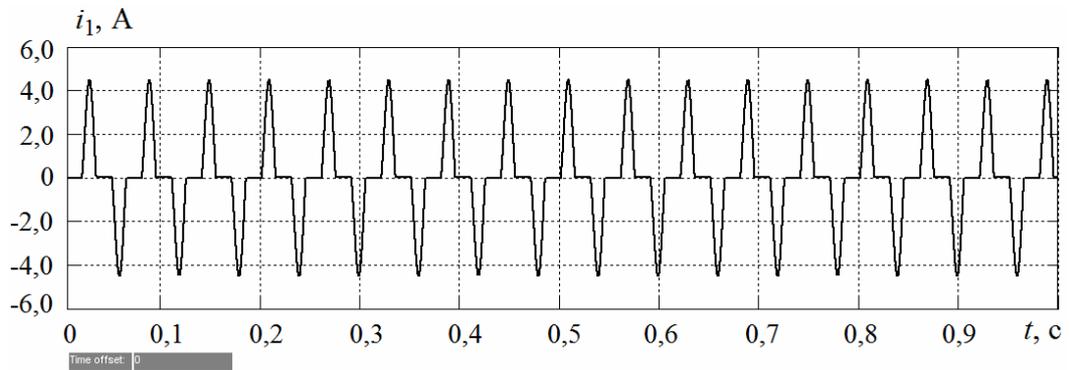


Рисунок 6.43 – Временная диаграмма тока $i_1(t)$

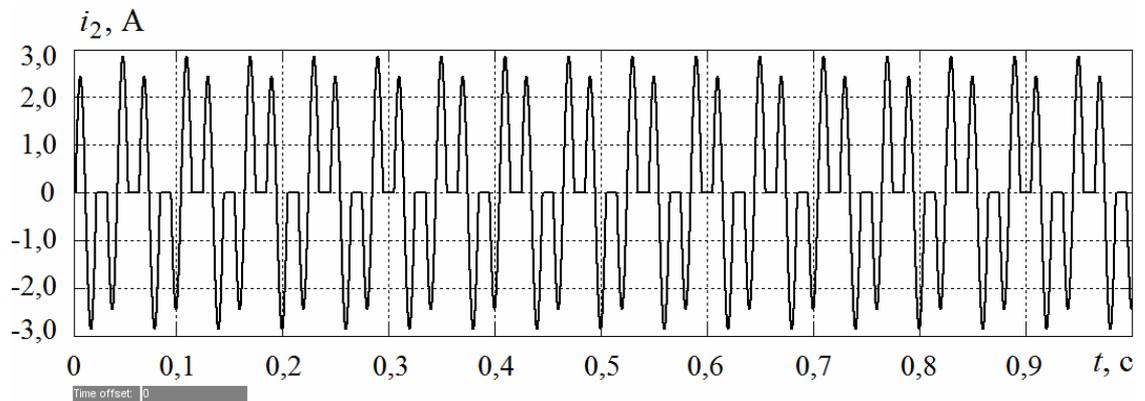


Рисунок 6.44 – Временная диаграмма тока $i_2(t)$

Временные диаграммы рабочего процесса двухкатушечной СЭМУД на интервале времени рабочего цикла ($t = 0,03$ с) для квазиустановившегося режима приведены на рисунке 6.45.

Предварительное сравнение результатов моделирование показывает, что применение комбинированного рабочего цикла и способа управления в сравнении с известным рабочим циклом, реализованном в варианте двухкатушечной синхронной

электромагнитной машины с инерционным реверсом бойка (рисунок 6.27), обеспечивает снижение амплитуды тока в катушках прямого и обратного хода на 20...40%, что уменьшает влияния работы СЭМУД на питающую сеть [241].

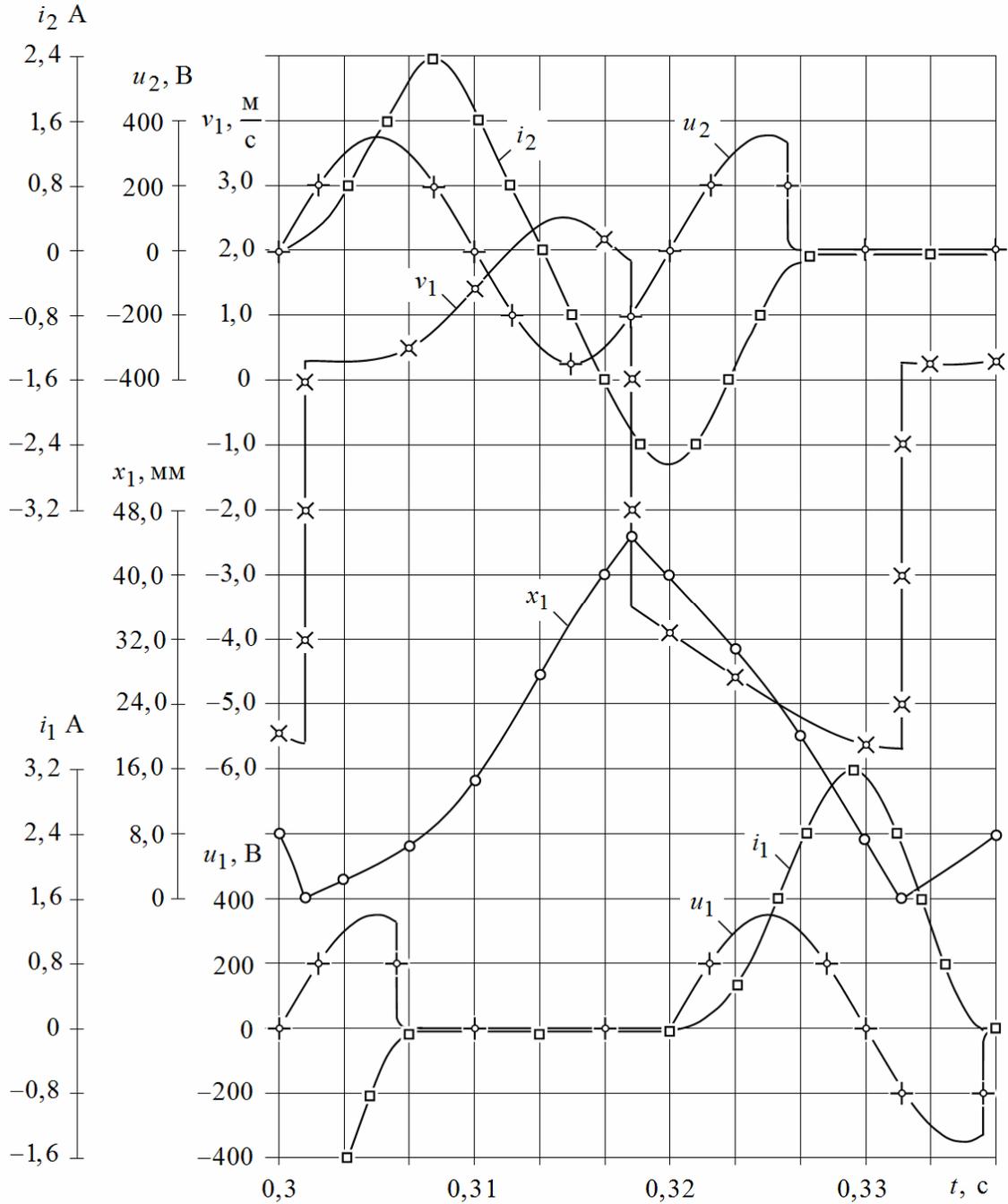


Рисунок 6.45 – Временная диаграмма рабочего процесса двухкатушечной СЭМУД с комбинированным рабочим циклом

Заметного улучшения КПД в новом способе управления, не наблюдается, он сохраняется на прежнем уровне 32...37%.

Построение структурной модели и алгоритм расчета динамики СЭМУД выполнялся средствами Matlab Simulink согласно с имеющимися рекомендациями (глава 4). При реализации динамической модели в основе использовался базовый вариант структурной схемы двухкатушечной СЭМУД на рисунке 6.12.

6.7 Сравнение динамики рабочих циклов двухкатушечных СЭМУД со свободным выбегом бойка

Принципиальным отличием рабочего цикла, реализованного на основе двухкатушечной СЭМУД, является возможность двухстороннего свободного выбега бойка в одной из катушек прямого или обратного хода.

Использование рабочего цикла обеспечивает снижение амплитуды импульсов тока и улучшения электромагнитной совместимости с питающей промышленной сетью [66].

Свободный выбег бойка осуществляется за время бестоковой паузы в подаче импульсов напряжения на катушку, в течение которой боек движется по инерции в заданном направлении.

Первый вариант ударного узла СЭМУД и реализованный на его основе способ управления предусматривают свободный выбег бойка в катушке прямого хода, второй – в катушке обратного хода [24, 83].

В настоящее время конфигурация и структура двухкатушечного ударного узла, реализующего свободный выбег, определены только на уровне принципа действия [24, 66].

В этой связи сохраняет свою актуальность вопрос в выборе варианта реализации свободного выбега, обеспечивающего необходимую характеристику движения ударной массы бойка и рациональное формирование ударного импульса силы за время рабочего цикла.

На рисунке 6.46 приведены диаграммы, поясняющие работу ударного узла СЭМУД со свободным выбегом бойка.

Для свободного выбега бойка в катушке прямого хода и питания от однофазного источника последовательность подачи импульсов напряжения (рисунок 6.46, а) формально описывается следующими неравенствами:

$$u_1(t) = U_m \sin \omega t, \text{ при } (k-1)2\pi \leq \omega t < 2k\pi; \quad (6.30)$$

$$u_2(t) = U_m \sin \omega t, \text{ при } (4k-3)\pi \leq \omega t < (4k-1)\pi, \quad (6.31)$$

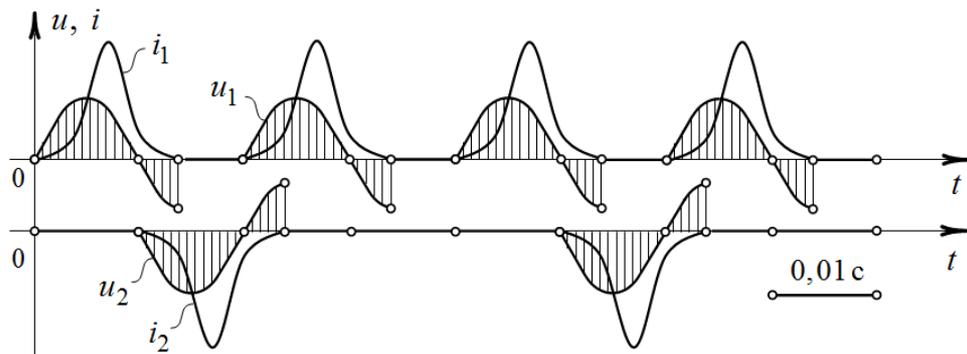
где $k = 1, 2, \dots$ – порядковый номер управляющих импульсов напряжения, подаваемых на катушки; $u_1(t)$, $u_2(t)$ – напряжение на катушке прямого и обратного хода; U_m – амплитуда напряжения; ω – циклическая частота.

На рисунке 6.46, б – аналогичные диаграммы работы ударного узла со свободным выбегом бойка в катушке обратного хода:

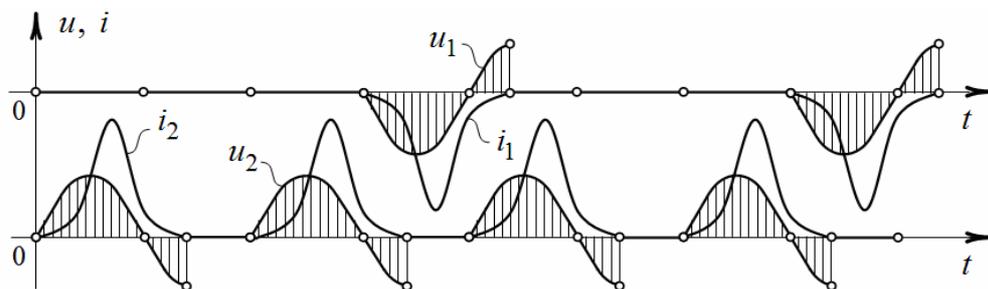
$$u_2(t) = U_m \sin \omega t, \text{ при } (4k-1)\pi \leq \omega t < (4k+1)\pi; \quad (6.32)$$

$$u_1(t) = U_m \sin \omega t, \text{ при } (k-1)2\pi \leq \omega t < 2k\pi. \quad (6.33)$$

При определенном формировании в катушках импульсов тока возникает соответствующая импульсам и положениям бойка знакопеременная электромагнитная сила.



а



б

Рисунок 6.46 – Диаграммы рабочих циклов ударного узла СЭМУД со свободным выбегом бойка: а – в катушке прямого хода; б – в катушке обратного хода

Полный рабочий цикл ударного узла осуществляется за время двух периодов напряжения однофазного источника, что при частоте $f = 50$ Гц обеспечивает син-

хронную частоту ударных импульсов сил $n_{\text{уд}}$ и длительность времени рабочего цикла $t_{\text{ц}}$:

$$n_{\text{уд}} = \frac{60 f}{2 p} = 25 \text{ с}^{-1}, (1500 \text{ уд/мин}); \quad t_{\text{ц}} = \frac{2 p}{f} = 0,04 \text{ с},$$

где $2 p = 2$ – число периодов напряжения в течение времени одного рабочего цикла.

6.7.1. Универсальная математическая модель динамики двухкатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка

Вариант исполнения двухкатушечного ударного узла СЭМУД, реализующего рабочий цикл со свободным выбегом бойка в катушке прямого хода, приведен на рисунке 6.47, а.

На рисунке 6.47, б представлен вариант ударного узла СЭМУД, реализующий рабочий цикл со свободным выбегом бойка в катушке обратного хода.

Для реализации рабочих циклов со свободным выбегом бойка (рисунок 6.47) используется система из двух катушек 1 и 2, заключенных в общий магнитопровод 3.

При формировании в катушках импульсов тока возникает знакопеременная электромагнитная сила, обеспечивающая ускорение ударной массы бойка 4 в направлении рабочего инструмента 5 или безынерционного упругого звена 6 (пружины), выполняющего остановку и реверс бойка 4.

Совершая циклические движения, боек 4 периодически взаимодействует с рабочим инструментом 5 и упругим звеном 6. При остановке бойка 4 на обратном ходе его кинетическая энергия преобразуется в потенциальную энергию при сжатии упругого звена, и обратно в кинетическую энергию при ускорении бойка в направлении рабочего инструмента 5.

При ударном взаимодействии бойка 4 с рабочим инструментом 5 основная часть кинетической энергии передается в деформируемую среду 7.

В варианте ударного узла СЭМУД на рисунке 6.47, а катушка 1 прямого хода обеспечивает разгон бойка 4 электромагнитными силами в двух направлениях.

При обратном ходе боек 4 ускоряется под действием электромагнитных сил катушки 1 прямого и катушки 2 обратного хода, а при прямом ходе только от действия электромагнитных сил катушки 1 прямого хода.

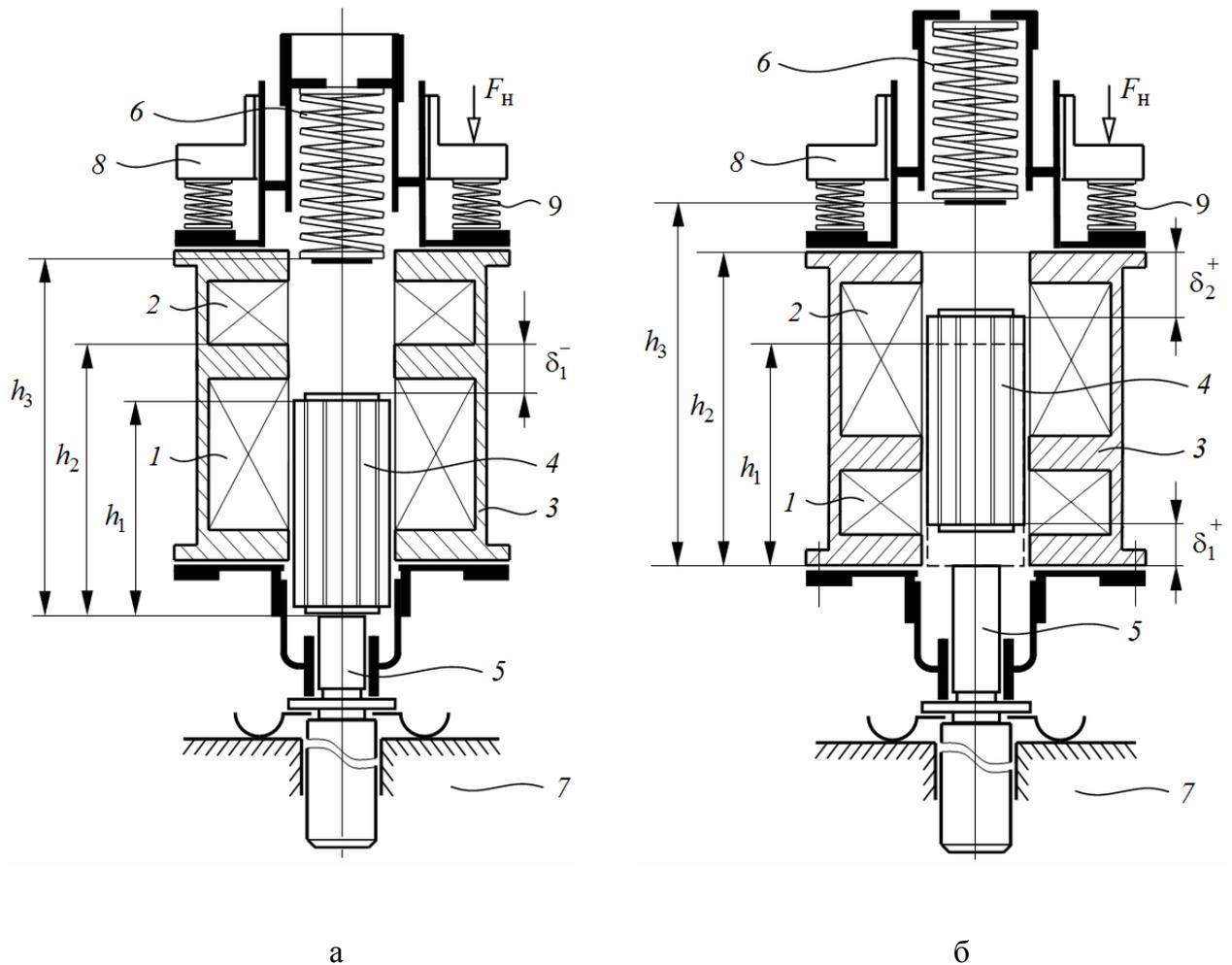


Рисунок 6.47– Конструктивная схема двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка: а – в катушке прямого хода; б – в катушке обратного хода

В варианте ударного узла на рисунок 6.47, б рабочий процесс меняется на противоположный. При обратном ходе боек 4 ускоряется только от действия электромагнитных сил катушки 2 обратного хода, а при прямом ходе – от действия электромагнитных сил обеих катушек.

Для снижения амплитуды вибраций в промежутке между основанием 8 крепления ударного узла и электроприводом установлен упругий виброизолирующий элемент 9.

Согласно установленным связям и действующим в системе обобщенным силам, расчетная схема ЭМКС ударного узла обладает $N = 4$ степенями свободы и идентична расчетной схеме на рисунке 6.2.

Сила сухого трения бойка в нерабочем зазоре (направляющей) $f_{тр13}$ также принимается зависимой величиной и включает в себя постоянную и переменную со-

ставляющие этой силы $f_{\text{тр}13} = f_{\text{тр}13}^I + f_{\text{тр}13}^{II}(i_{\mu_1}, i_{\mu_2}, x_1)$, где $f_{\text{тр}13}^I$ – постоянная составляющая силы сухого трения при обесточенной катушке; $f_{\text{тр}13}^{II}(i_{\mu_1}, i_{\mu_2}, x_1) = \mu_T f_{\text{эм}13}(i_{\mu_1}, i_{\mu_2}, x_1)$ – переменная составляющая силы трения, обусловленная силами одностороннего магнитного притяжения, где $\mu_T = 0,05 \dots 0,1$ – коэффициент трения скольжения стали по стали.

На начальном этапе полагаем, что ударного взаимодействия в механической системе не возникает.

Процесс движения в системе является результатом наложения вынужденных и свободных колебаний от действия внешней периодической силы.

В качестве обобщенных координат здесь принимаем линейные перемещения центра масс бойка – x_1 массой m_1 , рабочего инструмента – x_2 массой m_2 , электромагнитного двигателя – x_3 массой m_3 , крепления – x_4 с присоединенной к нему массой m_4 .

Колебания системы в пространстве будут описываться зависимостью обобщенных координат от времени, отсчитываемых от положения статического равновесия.

Уравнения электрического равновесия, связывающие электрическую и магнитную подсистемы, используем в известном виде

$$u_1(t) = i_1 r_1 + \frac{d\psi_1(i_1, x_1)}{dt}; \quad (6.34)$$

$$u_2(t) = i_2 r_2 + \frac{d\psi_2(i_2, x_1)}{dt}, \quad (6.35)$$

где r_1, r_2 – активные сопротивления в цепи катушек.

Уравнение движения ЭМКС получим на основании уравнений Лагранжа второго рода (5.2).

Поступательные движения инерционных масс после подстановки в (5.2) частных производных и производных по времени от кинетической энергии, а также выражений для обобщенных сил соответствующих потенциальной энергии, энергиям рассеяния и внешних воздействий математическая модель динамического состояния

четырёхмассовой ($N = 4$) ЭМКС будет описываться следующей системой дифференциальных уравнений [242]:

$$\left\{ \begin{array}{l} u_1(t) = i_1 r_1 + \frac{d\psi_1(i_{\mu_1}, x_1)}{dt}; \\ u_2(t) = i_2 r_2 + \frac{d\psi_2(i_{\mu_2}, x_1)}{dt} \\ i_1 = i_{\pi_1} + i_{\mu_1}; \quad i_2 = i_{\pi_2} + i_{\mu_2}; \\ m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} + b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_1 (x_1 - x_3) = -f_{\text{TP13}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt} + \\ f_{\text{ЭМ1}}(i_{\mu_1}, x_1) + f_{\text{ЭМ2}}(i_{\mu_2}, x_1); \\ m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} + b_2 \frac{dx_2}{dt} - b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) + k_2 x_2 - k_3 (x_3 - x_2) = \\ = -f_{\text{TP23}} \operatorname{sign} \frac{dx_2}{dt}; \\ m_3 \frac{d^2 x_3}{dt^2} - b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) - b_4 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) - \\ - k_1 (x_1 - x_3) + k_3 (x_3 - x_2) - k_4 (x_4 - x_3) = -f_{\text{ЭМ1}}(i_{\mu_1}, x_1) - \\ - f_{\text{ЭМ2}}(i_{\mu_2}, x_1) + (f_{\text{TP13}} + f_{\text{TP23}} - f_{\text{TP34}}) \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt}; \\ m_4 \frac{d^2 x_4}{dt^2} + b_4 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_4 (x_4 - x_3) = f_{\text{TP34}} \operatorname{sign} \frac{dx_4}{dt} - F_{\text{H}}, \end{array} \right. \quad (6.36)$$

При этом механическая и магнитная подсистемы связаны зависимостями электромагнитного усилия $f_{\text{ЭМ1}} = f(i_{\mu_1}, x_1)$ и $f_{\text{ЭМ2}} = f(i_{\mu_2}, x_1)$ от величины протекающего тока i_{μ_1} , i_{μ_2} и координаты x_1 положения бойка.

Положение бойка при его движении можно описать независимой системой равенств с привязкой к полюсной системе одной из катушек с помощью фиксированных координат h_1 , h_2 и h_3 относительно ударного сечения рабочего инструмента (рисунок 6.47, а).

Например, для ударного узла на рисунке 6.47, а – относительно полюсной системы катушки прямого хода:

$$x_1(t) = \begin{cases} 0, & \text{при } |\delta_1^-| = h_2 - h_1; \\ h_2 - h_1 - |\delta_1^-|, & \text{при } 0 < x_1 \leq h_2 - h_1; \\ h_2 - h_1 + \delta_1^+, & \text{при } x_1 > h_2 - h_1, \end{cases} \quad (6.37)$$

где δ_1^- , δ_1^+ – рабочие воздушные зазоры, образованные положением бойка относительно верхней и нижней полюсной системы катушки прямого хода.

Для ударного узла на рисунке 6.47, б – относительно полюсной системы катушки обратного хода:

$$x_1(t) = \begin{cases} 0, & \text{при } \delta_2^+ = h_2 - h_1; \\ h_2 - h_1 - \delta_2^+, & \text{при } 0 < x_1 \leq h_2 - h_1; \\ h_2 - h_1 + |\delta_2^-|, & \text{при } x_1 > h_2 - h_1; \end{cases} \quad (6.38)$$

где δ_2^- , δ_2^+ – рабочие воздушные зазоры, образованные положением бойка относительно нижней и верхней полюсной системы катушки обратного хода.

Учитывая, что сила, обусловленная упругими свойствами безынерционного звена, линейно зависит от координаты положения бойка, а сила сопротивления движению пропорциональна его скорости, то составляющие этих сил могут быть описаны кусочно-линейными функциями, удовлетворяющие условиям:

$$\frac{\partial \Pi}{\partial x_1} = \begin{cases} 0, & \text{при } 0 \leq x_1 < h_3 - h_1; \\ k_1(x_1 - x_3), & x_1 \geq h_3 - h_1; \end{cases} \quad (6.39)$$

$$\frac{\partial \Phi}{\partial \dot{x}_1} = \begin{cases} 0, & \text{при } 0 \leq x_1 < h_3 - h_1; \\ b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right), & x_1 \geq h_3 - h_1; \end{cases} \quad (6.40)$$

Окончательно, рассматривая процесс движения, как результат совместного действия вынужденных, свободных колебаний и периодических ударных импульсов сил, обобщенная модель динамического состояния электромеханической системы ударного узла (рисунок 6.47, а и рисунок 6.47, б), описываемая системой уравнений (6.36)

при установленных ограничениях (6.37) – (6.41) и заданных алгоритмах управления (6.30) – (6.33), приводится к следующей системе дифференциальных уравнений [242]:

$$\left\{ \begin{array}{l} u_1(t) = i_1 r_1 + \frac{d\psi_1(i_{\mu_1}, x_1)}{dt}; \\ u_2(t) = i_2 r_2 + \frac{d\psi_2(i_{\mu_2}, x_1)}{dt}; \\ i_1 = i_{\pi_1} + i_{\mu_1}; \quad i_2 = i_{\pi_2} + i_{\mu_2}; \\ m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} = \begin{cases} N_1 \pm f_{\text{ЭМ1}}(i_{\mu_1}, x_1) \pm f_{\text{ЭМ2}}(i_{\mu_2}, x_1) - f_{\text{ТР13}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, \\ \text{если } \frac{dx_1}{dt} > 0, \text{ при } 0 \leq x_1 < h_3 - h_1; \\ -\tilde{\lambda}_1 \pm f_{\text{ЭМ1}}(i_{\mu_1}, x_1) \pm f_{\text{ЭМ2}}(i_{\mu_2}, x_1) - f_{\text{ТР13}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, \\ \text{при } x_1 \geq h_3 - h_1; \\ \pm f_{\text{ЭМ1}}(i_{\mu_1}, x_1) \pm f_{\text{ЭМ2}}(i_{\mu_2}, x_1) - f_{\text{ТР13}} \operatorname{sign} \frac{dx_1}{dt}, \\ \text{если } \frac{dx_1}{dt} < 0, \text{ при } 0 \leq x_1 < h_3 - h_1; \end{cases} \\ m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} = -N_2 - \tilde{\lambda}_2 + \tilde{\lambda}_3 + f_{\text{ТР23}} \operatorname{sign} \frac{dx_2}{dt}; \\ m_3 \frac{d^2 x_3}{dt^2} = \begin{cases} -\tilde{\lambda}_3 + \tilde{\lambda}_4 \pm f_{\text{ЭМ1}}(i_{\mu_1}, x_1) \pm f_{\text{ЭМ2}}(i_{\mu_2}, x_2) + \\ + (f_{\text{ТР13}} + f_{\text{ТР23}} + f_{\text{ТР34}}) \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt}; \text{ при } 0 \leq x_1 < h_3 - h_1; \\ -\tilde{\lambda}_1 - \tilde{\lambda}_3 + \tilde{\lambda}_4 \pm f_{\text{ЭМ1}}(i_{\mu_1}, x_1) \pm f_{\text{ЭМ2}}(i_{\mu_2}, x_2) + \\ + (f_{\text{ТР13}} + f_{\text{ТР23}} + f_{\text{ТР34}}) \operatorname{sign} \frac{dx_3}{dt}; \text{ при } x_1 \geq h_3 - h_1; \end{cases} \\ m_4 \frac{d^2 x_4}{dt^2} = \tilde{\lambda}_4 - f_{\text{ТР34}} \operatorname{sign} \frac{dx_4}{dt} - F_{\text{н}}, \end{array} \right. \quad (6.41)$$

где $\tilde{\lambda}_1 = k_1(x_1 - x_3) + b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right)$; $\tilde{\lambda}_2 = k_2 x_2 + b_2 \frac{dx_2}{dt}$; $\tilde{\lambda}_3 = k_3(x_3 - x_2) +$

$+ b_3 \left(\frac{dx_3}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right)$; $\tilde{\lambda}_4 = k_4(x_4 - x_3) + b_4 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right)$; $N_1 = \frac{m_1 \bar{v}_1}{\tau_{\text{н}}}$ и $N_2 = \frac{m_2 \bar{v}_2}{\tau_{\text{н}}}$ – сред-

няя величина импульсов сил в результате взаимодействия бойка и ударного инструмента в конце упругого удара; i_{π_1} , i_{π_2} – составляющие тока потерь, вызванные вих-

ревыми тока и гистерезисом в первой и во второй катушке; i_{μ_1} , i_{μ_2} – составляющие намагничивающего тока в первой и второй катушке.

6.7.2 Сравнение динамики рабочих циклов двухкатушечных СЭМУД на основе анализа рабочих процессов

Результаты моделирования в виде временных диаграмм рабочего процесса вариантов СЭМУД (рисунок 6.47, а и рисунок 6.47, б) представлены соответственно на рисунке 6.48 и рисунке 6.49.

Расчеты выполнялись при идентичных параметрах моделей: $m_1 = 0,32$ кг; $m_2 = 0,36$ кг; $m_3 = 4,1$ кг; $m_4 = 0,4$ кг; $k_1 = 21 \cdot 10^3$ Н/м; $k_2 = 2 \cdot 10^6$ Н/м; $k_3 = 18 \cdot 10^6$ Н/м; $k_4 = 60 \cdot 10^6$ Н/м; $b_1 = 8$ Н·с/м; $b_2 = 0$; $b_3 = 45$ Н·с/м; $b_4 = 20$ Н·с/м; $f_{тр13} = 2$ Н; $f_{тр23} = 9$ Н; $f_{тр34} = 5$ Н.

Магнитопровод выполнен из электротехнической стали, близкой по магнитным свойства к стали марки 1212, сечением 710 мм^2 Боек – цельнометаллический, изготовлен из конструкционной стали 40ХН. Количество витков и активное сопротивление катушек для конструкции ударного узла на рисунке 6.47, а: $w_1 = 1525$, $r_1 = 12,8$ Ом; $w_2 = 1290$, $r_2 = 11,9$ Ом. Для конструкции ударного узла на рисунке 6.47, б: $w_1 = 1290$, $r_1 = 11,9$ Ом; $w_2 = 1525$, $r_2 = 12,8$ Ом. Действующее значение напряжения однофазного источника $U = 220$ В частота 50 Гц.

Сравнение на первый взгляд идентичных рабочих циклов выявили существующую разницу в выходных показателях ударных узлов СЭМУД (рисунок 6.48), характеризующихся различными способами реализации возвратно-поступательного движения ударной массы бойка.

Для ударного узла на рисунке 6.47, а максимальные значения показателей по энергии удара и полезной механической мощности составили: $A_{уд} = 9,7$ Дж; $P_{мех} = 242,5$ Вт. Это приблизительно на 20 % выше, чем для ударного узла на рисунке 6.47, б, имеющего максимальные значения этих показателей: $A_{уд} = 7,6$ Дж; $P_{мех} = 190$ Вт при одинаковых значениях КПД на уровне 34%.

Разницу в результатах поясняют диаграммы скорости движения и амплитуды колебаний бойка. Использование рабочего цикла со свободным выбегом бойка в катушке прямого хода обеспечивает гарантированную скорость бойка в конце рабочего цикла $v_{\max 1} = 7,8 \text{ м/с}$ (рисунок 6.48), что выше по сравнению с рабочим циклом со свободным выбегом бойка в катушке обратного хода, скорость которого не превышает значения $v_{\max 1} = 6,9 \text{ м/с}$ (рисунок 6.49).

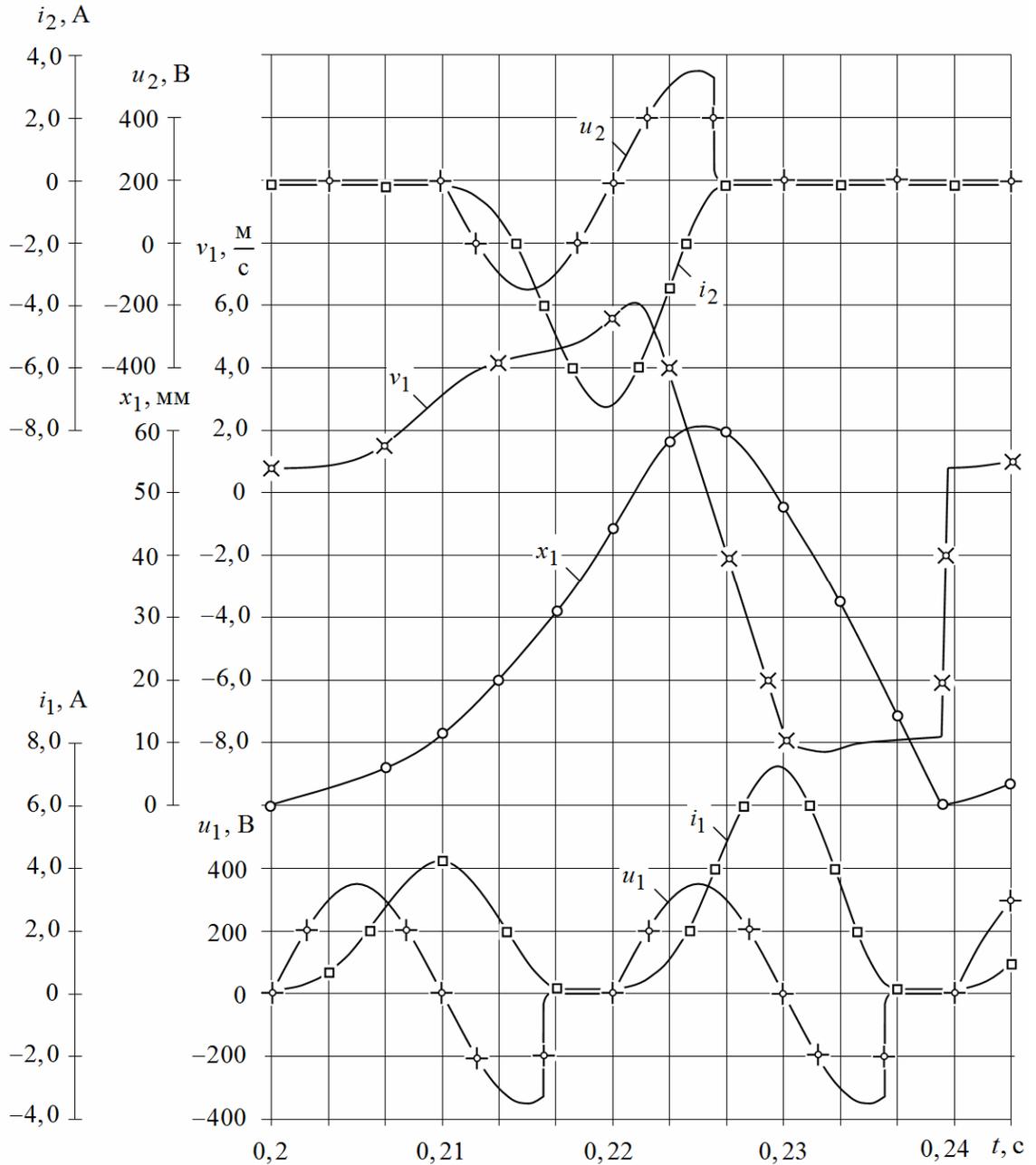


Рисунок 6.48 – Временная диаграмма рабочего процесса двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка в катушке прямого хода

Также реализация способа движения ударной массы бойка в варианте СЭМУД на рисунке 6.47 а, обеспечивает более высокую амплитуду колебаний по отношению к варианту на рисунке 6.45, б.

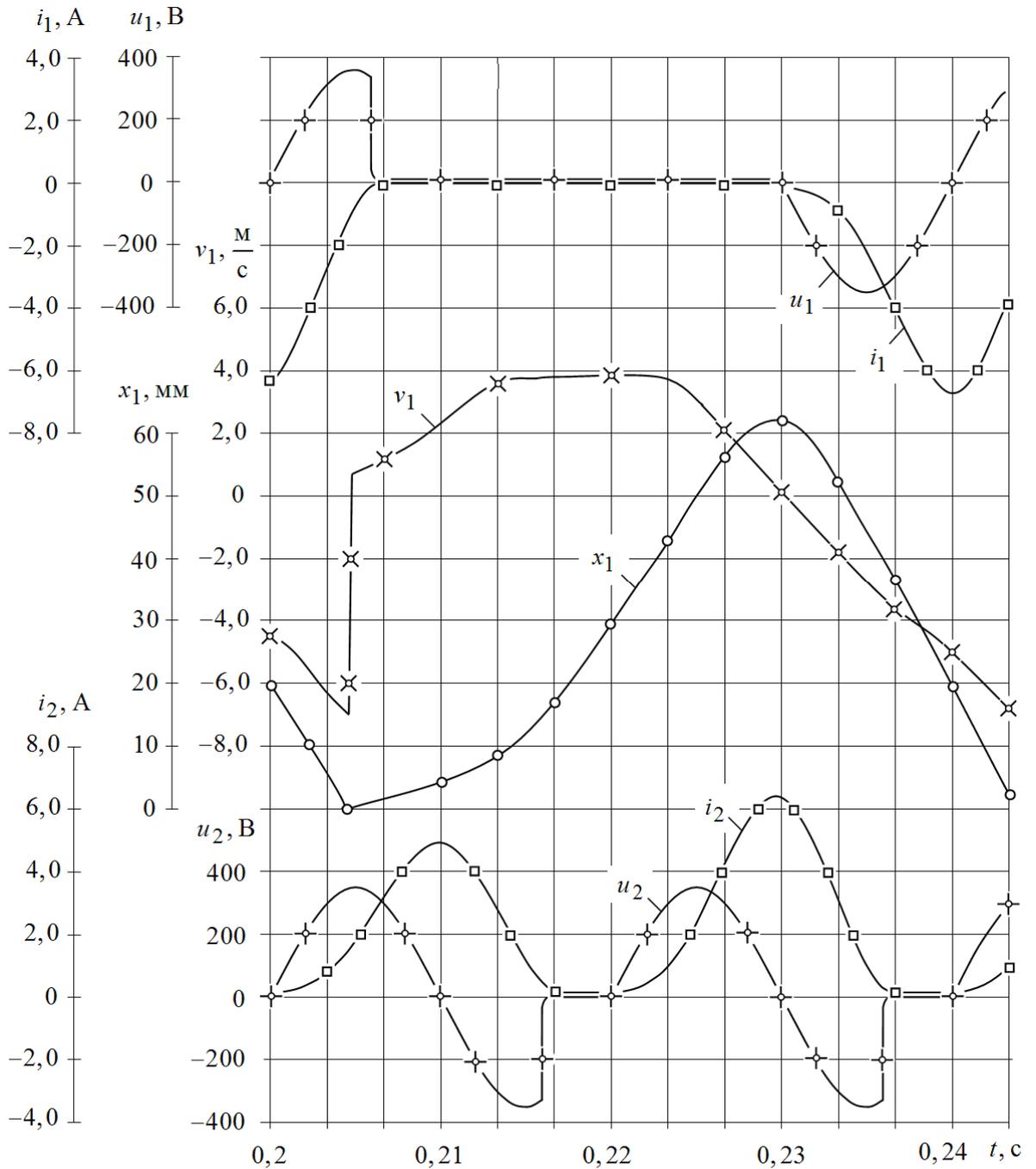


Рисунок 6.49 – Временная диаграмма рабочего процесса двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка в катушке обратного хода

Таким образом, по результатам моделирования следует очевидная предпочтительность в использовании рабочего цикла со свободным выбегом бойка в катушке

прямого хода, обеспечивающего при прочих равных условиях наиболее рациональное формирование ударных импульсов сил и имеющего более высокие показатели на выходе.

6.8 Обобщенная математическая модель СЭМУД

Основываясь на единой методологической основе описания различных по конструкции СЭМУД целесообразно рассмотреть обобщенную математическую модель в виде единой системы «источник питания – электромеханический преобразователь – ударная нагрузка».

Источник питания представляет собой внешнее устройство и образует электрическую подсистему. Электромеханический преобразователь, являющийся предметом исследования, содержит магнитную и механическую подсистемы. Механическая подсистема характеризуется определенной степенью подвижности инерционных масс, связанных упругими связями. Электрическая и магнитная подсистемы связаны зависимостью величины потокосцепления от протекающего тока и координаты положения бойка. Число этих связей кратно возрастает количеству катушек.

Механическая и магнитная подсистемы СЭМУД связаны зависимостью электромагнитного усилия, зависящего также от тока и координаты положения бойка.

Несмотря на первый взгляд идентичность конструкций СЭМУД, конструктивные схемы характеризуются различными способами реализации возвратно-поступательного движения ударной массы бойка.

6.8.1 Обобщенная математическая модель однокатушечной СЭМУД

Обобщенная расчетная схема механической системы четырехмассовой однокатушечной СЭМУД представлена на рисунке 6.50.

Уравнение электрического равновесия используем в известном виде

$$u(t) = i r + \frac{d\psi(i_{\mu}, x_1)}{dt}, \quad (6.42)$$

где $i = i_{\Pi} + i_{\mu}$.

Уравнение (6.42) предусматривает насыщение магнитопровода, потоки рассеяния и влияние вихревых токов.

Уравнение движения механической системы получим на основании уравнений Лагранжа второго рода

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{x}_i} \right) - \frac{\partial T}{\partial x_i} = Q_i^{\Pi} + Q_i^{\Phi} + Q_i^{\text{B}}, \quad i = 1, 2, \dots, N, \quad (6.43)$$

где Q_i^{Π} , Q_i^{Φ} , Q_i^{B} – обобщенные силы, соответствующие потенциальной энергии, энергиям рассеяния и внешним воздействиям, $N = 4$ – принимаемое ограничение числа степеней свободы системы.

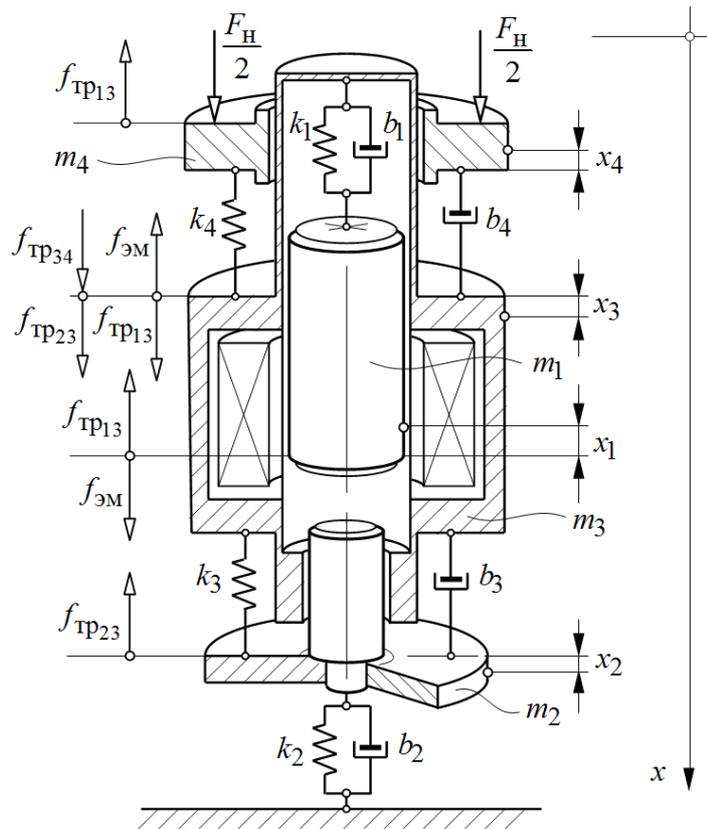


Рисунок 6.50 – Обобщенная расчетная схема механической части многомассовой однокатушечной СЭМУД

Потенциальную энергию системы рассматриваем в предположении упругого равновесия в начальном положении многомассовой системы.

Колебания в пространстве будут описываться зависимостью обобщенных координат x_i от времени, отсчитываемых от положения устойчивого статического равновесия.

Рассматривая движение масс $m_1 \dots m_4$ в выбранной системе координат (рисунок

6.50), кинетическую энергию представим в виде

$$T = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^{N=4} m_i \dot{x}_i^2 = \frac{1}{2} (m_1 \dot{x}_1^2 + m_2 \dot{x}_2^2 + m_3 \dot{x}_3^2 + m_4 \dot{x}_4^2). \quad (6.44)$$

Обобщенные силы Q_i^Π , Q_i^Φ определяются равенствами

$$Q_i^\Pi = -\frac{\partial \Pi}{\partial x_i} = -\frac{\partial \sum_{i=1}^{N=4} \frac{1}{2} [k_1 (x_1 - x_3)^2 + k_2 x_2^2 + k_3 (x_3 - x_2)^2 + k_4 (x_4 - x_3)^2]}{\partial x_i}, \quad (6.45)$$

$$Q_i^\Phi = -\frac{\partial \Phi}{\partial \dot{x}_i} = -\frac{\partial \sum_{i=1}^{N=4} \frac{1}{2} [b_1 (\dot{x}_1 - \dot{x}_3)^2 + b_2 \dot{x}_2^2 + b_3 (\dot{x}_3 - \dot{x}_2)^2 + b_4 (\dot{x}_4 - \dot{x}_3)^2]}{\partial \dot{x}_i}. \quad (6.46)$$

Обобщенные силы внешних воздействий и сил трения, соответствующие обобщенным координатам (рисунок 6.50) определяются как

$$\begin{cases} Q_{x_1} = f_{\text{эм}}(i_\mu, x_1) - f_{\text{тр}13}; \\ Q_{x_2} = -f_{\text{тр}23} \text{ sign } \dot{x}_2; \\ Q_{x_3} = -f_{\text{эм}}(i_\mu, x_1) + (f_{\text{тр}13} + f_{\text{тр}23} + f_{\text{тр}34}) \text{ sign } \dot{x}_3; \\ Q_{x_4} = -f_{\text{тр}34} \text{ sign } \dot{x}_4 + F_H. \end{cases} \quad (6.47)$$

Используя уравнение электрического равновесия (6.42) и уравнения Лагранжа второго рода (6.43) с учетом зависимостей (6.44) – (6.47) и уравнений обобщенных сил внешних воздействий и сил трения (6.47) получим обобщенную математическую модель СЭМУД без учета ударного взаимодействия.

Дополняя полученную систему условиями соударения ударных масс (4.18) и заданных пределов ограничения движения ударной массы бойка (5.17), (6.2), окончательный процесс движения рассматриваем как результат наложения вынужденных, свободных колебаний и периодических ударных импульсов сил, обусловленных различного рода потерями энергии в электромеханической системе (5.18), (6.6).

6.8.2. Обобщенная математическая модель двухкатушечной СЭМУД

Обобщенная расчетная схема механической системы двухкатушечной СЭМУД представлена на рисунке 6.51.

Можно показать, что уравнения электрического и магнитного равновесия в

обобщенной многомассовой электромеханической системе двухкатушечной ЭМКС при соответствующих ограничениях будут описывать динамику:

- двухкатушечной СЭМУД с безынерционным реверсом бойка (рисунок 6.10);
- двухкатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка (рисунок 6.20);
- двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка (рисунок 6.27);
- двухкатушечной СЭМУД с комбинированным рабочим циклом (рисунок 6.39);
- двухкатушечной СЭМУД со свободным выбегом бойка в катушке прямого хода (рисунок 6.47, а) и в катушке обратного хода (рисунок 6.47, б), а также различные модификации вариантов схем двухкатушечных СЭМУД, приведенных в таблице 1.2.

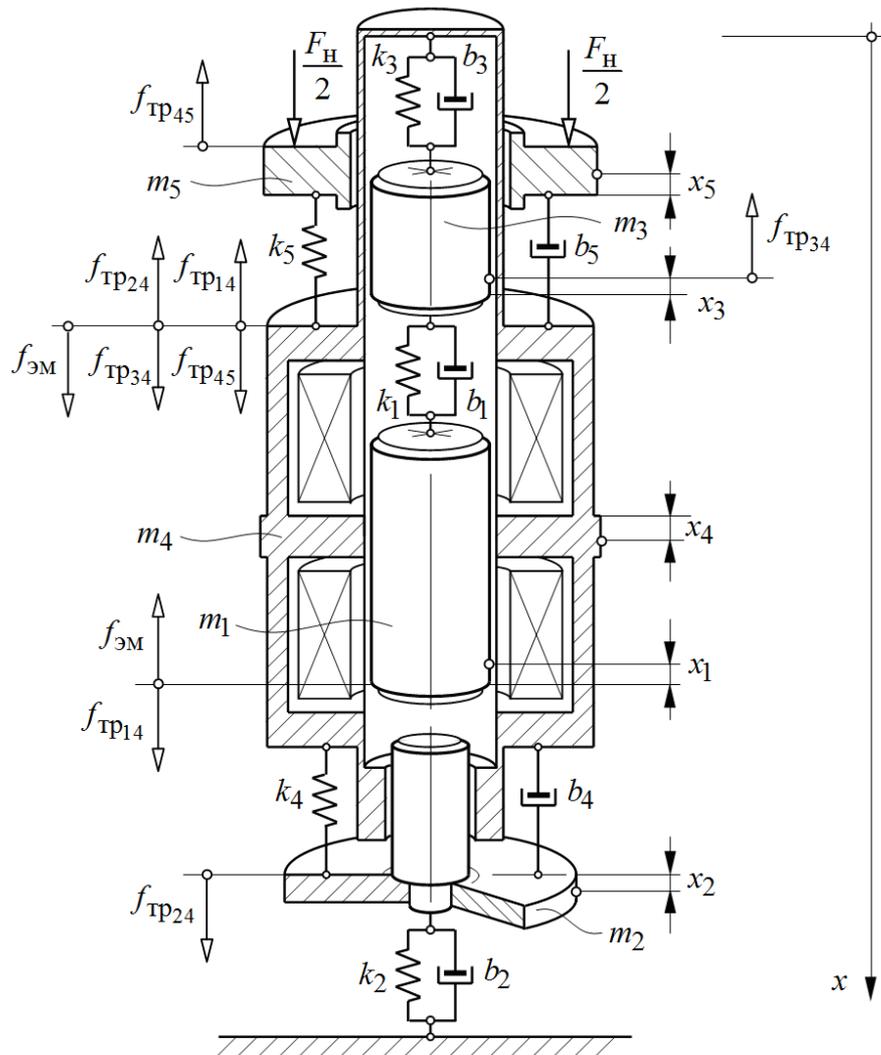


Рисунок 6.51 – Расчетная схема механической части многомассовой двухкатушечной СЭМУД

Уравнения электрического равновесия с учетом двухкатушечной системы используем в виде

$$u_1(t) = i_1 r_1 + \frac{d\psi_1(i_{\mu_1}, x_1)}{dt}, \quad (6.48)$$

$$u_2(t) = i_2 r_2 + \frac{d\psi_2(i_{\mu_2}, x_1)}{dt}, \quad (6.49)$$

где $i_1 = i_{\pi_1} + i_{\mu_1}$, $i_2 = i_{\pi_2} + i_{\mu_2}$.

Уравнения движения механической системы получим с использованием уравнений Лагранжа второго рода

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{x}_i} \right) - \frac{\partial T}{\partial x_i} = Q_i^{\Pi} + Q_i^{\Phi} + Q_i^B, \quad i = 1, 2, \dots, N, \quad (6.50)$$

где $N = 5$ – принимаемое ограничение числа степеней свободы системы.

Рассматривая движение в выбранной системе координат (рисунок 6.51), кинетическая энергия системы

$$T = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^{N=5} m_i \dot{x}_i^2 = \frac{1}{2} [m_1 \dot{x}_1^2 + m_2 \dot{x}_2^2 + m_3 \dot{x}_3^2 + m_4 \dot{x}_4^2 + m_5 \dot{x}_5^2]. \quad (6.51)$$

Обобщенные силы Q_i^{Π} , Q_i^{Φ} будут определяться равенствами

$$Q_i^{\Pi} = - \frac{\partial \Pi}{\partial x_i} = \frac{-\partial \sum_{i=1}^{N=5} \frac{1}{2} [k_1 (x_1 - x_3)^2 + k_2 x_2^2 + k_3 (x_4 - x_3)^2 + k_4 (x_4 - x_3)^2 + k_5 (x_5 - x_4)^2]}{\partial x_i}, \quad (6.52)$$

$$Q_i^{\Phi} = - \frac{\partial \Phi}{\partial \dot{x}_i} = \frac{-\partial \sum_{i=1}^{N=5} \frac{1}{2} [b_1 (\dot{x}_1 - \dot{x}_3)^2 + b_2 \dot{x}_2^2 + b_3 (\dot{x}_4 - \dot{x}_3)^2 + b_4 (\dot{x}_4 - \dot{x}_2)^2 + b_5 (\dot{x}_5 - \dot{x}_4)^2]}{\partial \dot{x}_i}. \quad (6.53)$$

Обобщенные силы внешних воздействий и сил трения (рисунок 6.51)

$$\begin{cases} Q_{x_1} = -f_{\text{эм}}(i_{\mu_1}, i_{\mu_2}, x_1) + f_{\text{тр}14} \text{sign } \dot{x}_1; \\ Q_{x_2} = -f_{\text{тр}24} \text{sign } \dot{x}_2; \\ Q_{x_3} = -f_{\text{тр}34} \text{sign } \dot{x}_3; \\ Q_{x_4} = f_{\text{эм}}(i_{\mu_1}, i_{\mu_2}, x_1) + (f_{\text{тр}34} + f_{\text{тр}45} - f_{\text{тр}24} - f_{\text{тр}14}) \text{sign } \dot{x}_4; \\ Q_{x_5} = -f_{\text{тр}45} \text{sign } \dot{x}_5 + F_{\text{н}}. \end{cases} \quad (6.54)$$

Согласно (6.50), взяв частные производные от кинетической (6.51) и потенциальной (6.52) энергий и диссипативной функции Рэлея (6.53) по обобщенным координатам и скоростям по времени, учитывая обобщенные электрического равновесия (6.48) и (6.49) обобщенная математическая модель динамического равновесия пяти-массовой ЭМКС без учета ударного взаимодействия может быть представлена в виде следующей системы дифференциальных уравнений:

$$\begin{cases} u_1(t) = i_1 r_1 + \frac{d\psi_1(i_{\mu_1}, x_1)}{dt}; \\ u_2(t) = i_2 r_2 + \frac{d\psi_2(i_{\mu_2}, x_1)}{dt}; \\ i_1 = i_{\pi_1} + i_{\mu_1}; \quad i_2 = i_{\pi_2} + i_{\mu_2}; \\ m_1 \frac{d^2 x_1}{dt^2} + b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + k_1 (x_1 - x_3) = -f_{\text{эм}}(i_{\mu_1}, i_{\mu_2}, x_1) + f_{\text{тр}14} \text{sign } \frac{dx_1}{dt}; \\ m_2 \frac{d^2 x_2}{dt^2} + b_2 \frac{dx_2}{dt} - b_4 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) + k_2 x_2 - k_4 (x_4 - x_2) = f_{\text{тр}24} \text{sign } \frac{dx_2}{dt}; \\ m_3 \frac{d^2 x_3}{dt^2} - b_1 \left(\frac{dx_1}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) - b_3 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) - k_1 (x_1 - x_3) - k_3 (x_4 - x_3) = \\ = -f_{\text{тр}34} \text{sign } \frac{dx_3}{dt}; \\ m_4 \frac{d^2 x_4}{dt^2} + b_3 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_3}{dt} \right) + b_4 \left(\frac{dx_4}{dt} - \frac{dx_2}{dt} \right) - b_5 \left(\frac{dx_5}{dt} - \frac{dx_4}{dt} \right) + \\ + k_3 (x_4 - x_3) + k_4 (x_4 - x_2) - k_5 (x_5 - x_4) = f_{\text{эм}}(i_{\mu_1}, i_{\mu_2}, x_1) + \\ + (f_{\text{тр}34} + f_{\text{тр}45} - f_{\text{тр}24} - f_{\text{тр}14}) \text{sign } \frac{dx_4}{dt}; \\ m_5 \frac{d^2 x_5}{dt^2} + b_5 \left(\frac{dx_5}{dt} - \frac{dx_4}{dt} \right) + k_5 (x_5 - x_4) = -f_{\text{тр}45} \text{sign } \frac{dx_5}{dt} + F_{\text{н}}. \end{cases} \quad (6.55)$$

При определенном роде ограничений (6.55) может описывать динамику ЭМКС рассмотренных ранее вариантов двухкатушечной СЭМУД.

Так, например, если сложить третье и четвертое уравнение системы (6.55), при условии $m_5 = 0$, $m_3 = 0$ и $f_{тр34} = 0$, то уравнения будут отражать динамическое состояние трехмассовой ЭМКС двухкатушечной СЭМУД с безынерционным реверсом бойка, представленной на рисунке 6.10 без учета ударного взаимодействия.

Дополняя полученные уравнения условиями соударения ударных масс m_1 и m_2 (4.18) и пределами ограничения движения ударной массы бойка m_1 (6.11) – (6.13) окончательный процесс движения следует рассматривать, как результат совместного действия вынужденных, свободных колебаний и периодических ударных импульсов сил, обусловленных различного рода потерями энергии в электромеханической системе.

6.9 Современное состояние и перспективные направления развития СЭМУД и устройств, созданных на их основе

Виброударные воздействия на обрабатываемую (деформируемую) среду с помощью машин и механизмов, содержащих в качестве основных структур ЛЭМД возвратно-поступательного движения, за последние пятьдесят лет выявили большую эффективность интенсификации целого ряда технологических процессов и производств [6–8, 13, 16, 18, 25, 27, 29, 31]. Актуальность их применения обусловлена, прежде всего, возможностью непосредственного, без промежуточных звеньев, преобразования электрической энергии в механическую работу.

В процессе эволюции структурных разновидностей линейных электромагнитных машин хорошо себя зарекомендовали СЭМУД, созданные на основе ЛЭМД. В качестве подтверждения к этому следует указать удачное применение СЭМУД в качестве приводов ручного ударного электроинструмента серии машин: ИЭ-4207, ИЭ-4210, ИЭ-4209, ИЭ-4724 и т.д.

С сожалением следует отметить, что это единственный известный нам пример массового серийного производства машин на основе СЭМУД, выпуск которых был налажен на протяжении почти трех десятилетий. Результаты исследований вариантов и модификаций СЭМУД, используемых для указанной серии машин из доступных

нам источников и находящихся в широком доступе, в основном ограничены авторскими свидетельствами и патентами на изобретения. Поиск для этих целей структурных вариантов СЭМУД, в своем большинстве, был основан на интуиции и личном опыте большого коллектива разработчиков.

Связано это, прежде всего, с тем, что исследования, направленные на установление закономерностей электромеханического преобразования энергии, определяющих характеристики СЭМУД, и разработка методологических подходов, позволяющих реализовать направленный поиск взаимосвязей между рациональной структурой рабочего цикла машины и ее конструктивной схемой, достаточно сложны.

На текущий момент задача повышения силовых и энергетических показателей и развитие фундаментальных вопросов теории машин относится больше к второстепенному фактору, сдерживающему развитие и расширение в современных условиях областей применения СЭМУД в традиционных и новых технологиях.

Одним из главных сдерживающих факторов является отсутствие общепризнанной классификации СЭМУД, специальных требований и стандартов на их производство, в отличие от общепромышленных электродвигателей вращательного действия постоянного и переменного тока.

В настоящее время СЭМУД, созданные на основе ЛЭМД, относятся к импульсным электромеханическим преобразователям и представляют самостоятельный класс электрических машин, обладающих рядом специфических свойств.

В отличие от машин, использующих вращательный привод, процесс проектирования машин с ЛЭМД, в том числе СЭМУД, имеет существенные различия. Эти различия в том, что приходится заново проектировать ЛЭМД совместно с рабочей машиной и силовой импульсной системой питания и управления, что существенно сужает области и границы их практического применения. Также приходится сталкиваться с тем, что многие разработчики, занятые в области проектирования силовых импульсных систем, даже и не подозревают об их существовании.

Дальнейшее развитие и совершенствование СЭМУД непосредственно связано с повышением их КПД. Одна из причин относительно низкого значения КПД (30...40 %) заключается в том, что СЭМУД работают исключительно в переходных режимах.

Повышение КПД и уменьшение потерь энергии необходимо не только в плане экономии электроэнергии, но и с целью снижения тепловой нагрузки, повышения

ПВ% и производительности с последующим полным отказом от интенсивных способов охлаждения при продолжительном режиме работы.

Причины потерь энергии в СЭМУД разнообразны и основную долю от общих потерь составляют потери в меди (до 60 %).

Снижение доли этих потерь за счет уменьшения активного сопротивления в цепи катушки и доведения конструкций до высокой степени совершенства за последние пятьдесят лет ощутимых результатов не дали.

Тем не менее, такая возможность не исключается в будущем за счет использования качественно новых материалов с низким удельным электрическим сопротивлением, например, низкотемпературные сверхпроводники. Это позволит достигнуть качественно нового уровня в развитии машин и устройств на базе ЛЭМД, за которыми сохраняются главные преимущества непосредственного привода.

Также следует понимать, что использование двигателей вращательного действия, обладающих изначально высоким значением КПД, в приводах ударного действия существенно снижают его первоначальное значение в процессе преобразования энергии вращения через систему редукторов или специальных преобразователей [13, 32].

Это означает только одно, что поиск качественно новых путей увеличения КПД в традиционных приводах ударного действия, использующих электродвигатели вращательного действия, здесь практически исчерпан.

С позиции перспективности развития СЭМУД идеальным следовало бы считать разработку общих технических требований и условий, предъявляемых к этим машинам, использующих, например, в качестве основного источника энергии промышленную однофазную сеть переменного тока частотой 50 Гц с номинальным напряжением 220 В, сформулированных в виде стандартов или технических условий.

Процессу проектирования СЭМУД должно предшествовать составление проектного задания, в котором указываются номинальные величины машины (или серии машин), под которыми следует понимать энергию удара, синхронную частоту ударов, полезную мощность, КПД, ПВ % и т.д. При этом частота ударов принимается кратной частоте тока питающей сети. Для серии СЭМУД должна быть установлена твердая шкала по энергии удара или их ударной мощности.

Вопрос согласования серии машин по возрастающей энергии или ударной мощности должен сопровождаться разработкой методики оптимизации одномерного

параметрического (типоразмерного) ряда.

Очевидно, что задача не из простых, требующая для ее осуществления решения не только технических, но также экономических вопросов, как основы минимизации суммарных затрат на проектирование, изготовление и эксплуатацию машин.

Важно с позиции совершенства СЭМУД обратить внимание на следующий факт. По назначению СЭМУД представляют собой готовое к применению устройство для ударно-вибрационного воздействия, которое необходимо технически грамотно интегрировать в технологический процесс. В этой связи данная интеграция должна предполагать разработку дополнительных рекомендаций и вспомогательных устройств, способствующих удобству эксплуатации, универсальности и безопасности использования СЭМУД в различных условиях.

Особо следует отметить, что сформулированные в работе задачи исследований и изложенные результаты не ставили перед собой целью сравнения вариантов СЭМУД между собой. Каждый из вариантов имеет право на существование, а основные различия только в способах получения возвратно-поступательного движения ударной массы бойка. При этом созданные точные математические модели не исключают возможность сравнения различных вариантов СЭМУД между собой, заранее определив целевые функции.

К параметрам машин, требующих обязательное согласование, относятся частота и энергия удара или ударная мощность. Не каждый из вариантов СЭМУД способен обеспечить заданную частоту или энергию удара. Например, для однокатушечных вариантов СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка достигаются более высокие значения КПД, однако частота ударных импульсов не превышает 25 с^{-1} (1500 уд/мин). Для двухкатушечных вариантов СЭМУД с инерционным реверсом бойка частота ударных импульсов сил вдвое больше и составляет 50 с^{-1} (3000 уд/мин) при более низких значениях КПД и т.д.

Также одни и те же выходные характеристики СЭМУД могут быть получены при различных конструктивных вариантах их исполнения. Зависимости ударной мощности $P_{\text{уд}}$ от энергии удара $A_{\text{уд}}$ для ряда кратных частот тока питающей сети 50 Гц приведены на рисунке 6.52.

Зависимости (рисунок 6.52) наглядно демонстрируют, что одинаковые значения

ударной мощности $P_{уд}$ в вариантах СЭМУД можно достичь при абсолютно различных выходных параметрах ударных узлов. Например, для однокатушечной СЭМУД с двухсторонним свободным выбегом бойка ударная мощность $P_{уд} = 150$ Вт может быть получена для энергии удара $A_{уд} = 6$ Дж, аналогичное значение ударной мощности можно достичь в двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка при значительно меньшем значении энергии $A_{уд} = 3$ Дж

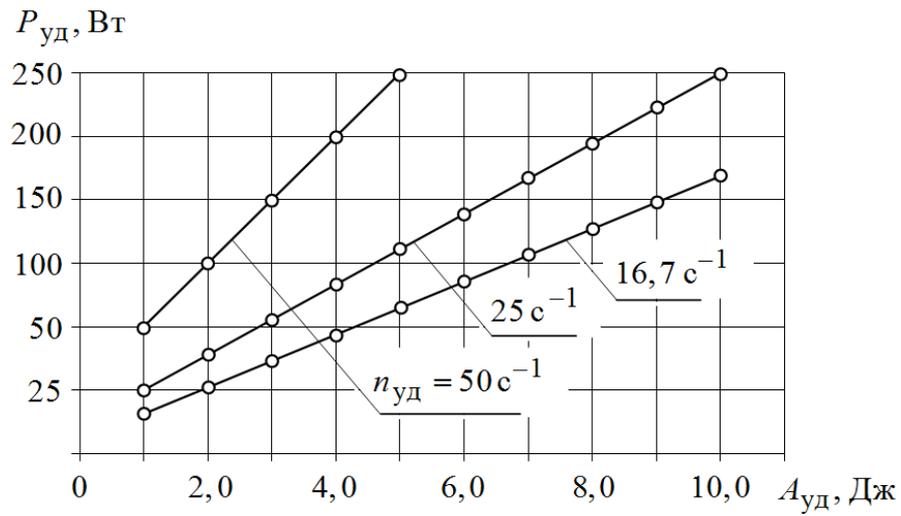


Рисунок 6.52 – Зависимости $P_{уд} = f(A_{уд})$ для кратных частот питающего тока переменной частоты

На основе выполненных исследований при участии автора были созданы экспериментальные образцы СЭМУД применительно к использованию в приводе прессового оборудования.

Результаты лабораторных испытаний показали перспективность применения СЭМУД взамен конструкций одно- и редкоударных электромагнитных прессов [18, 32, 37, 243]. Подобная замена применена впервые и показала, что может составить конкуренцию существующему оборудованию при выполнении операций холодной штамповки, клепки запрессовки и завальцовки изделий и деталей, маркировки и клеймения специальных изделий и т.д.

Достоинством оборудования на основе СЭМУД является возможность получения больших перемещений, которые не привязаны к величине хода бойка, а также отсутствие специальных настроек при изменении положения привода по высоте.

Возможность применения оборудования в виде навесного (под своим весом) без использования специальных станин с образующими упорными поверхностями [37] существенно снижает его массогабаритные показатели и повышает удельные показатели.

По своей сути предлагается альтернативная замена традиционных приводов электромагнитных прессов, содержащих ЛЭМД, работающих в режиме однократного удара, приводами на основе СЭМУД с уменьшенной энергией ударов, а для сохранения ударной мощности обеспечить рабочий процесс за счет подачи серии ударных импульсов сил на выдержанном промежутке времени $t = 0,1 \dots 2,0$ с.

Это решает одну из главных проблем традиционного прессового оборудования на основе ЛЭМД, связанную с импульсным характером потребления тока (до 100 А), который для сетей промышленных предприятий является ударной нагрузкой [244].

В качестве примера на рисунках 6.53 – 6.55 представлены разработки макетных образцов моделей СЭМУД, выполненные при непосредственном участии автора в рамках грантовой поддержки, реализуемой в различные годы (2012-2017 г.) программы стратегического развития НГТУ, определяющих формирование научно-технического задела по приоритетным направлениям развития науки. Проект 2.2.2: Решение комплексных проблем по направлению «Энергоэффективность и энергосберегающие технологии».

На рисунке 6.53 представлен образец ударного пресса, выполненного по варианту двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка, рассчитанный на энергию удара 6 Дж и частоту ударов бойка $n_{\text{уд}} = 50 \text{ с}^{-1}$ (3000 уд/мин).

В основе представленного образца используются изобретения авторского коллектива на конструкцию синхронной электромагнитной машины ударного действия (Пат. РФ № 2496214) [51, 52] и на конструкцию синхронного электромагнитного двигателя возвратно-поступательного движения (Пат. РФ № 2496215) [53].

При создании образца использовались готовые узлы серийного ударного узла электроинструмента ИЭ-4207, который прошёл существенную модернизацию. Изменениям подвергся инерционный преобразователь, который приобрёл дополнительное упругое звено, и заменён хвостовик крепления инструмента на подпружиненный сердечник, установленный с возможностью осевого перемещения в цилиндрическом корпусе.



Рисунок 6.53 – Экспериментальный образец ударного пресса по варианту СЭМУД с инерционным реверсом бойка

Технические характеристики виброударного пресса:

Напряжение питания, В.....	220
Потребляемая мощность, Вт.....	860
Полезная мощность, Вт.....	300
Энергия удара, Дж.....	6,0
Частота ударов, с ⁻¹	50
Масса без инструмента, кг.....	9,5
Габаритные размеры, мм.....	220x300x350
Работа в ручном режиме.....	да
Работа в автоматическом режиме.....	да

Это позволяет повысить надежность устройства от динамических воздействий при ударном взаимодействии бойка с демпфирующим сердечником, а также поддерживать режим вынужденных колебаний механической системы при потере контакта инструмента с деформируемой им средой.

В образце (рисунок 6.53) предусмотрена специальная выдержка по времени в подаче импульсов напряжения на катушки, которая может выполняться как в ручном, так и в автоматическом режиме.

При запуске в автоматическом режиме предусмотрена регулировка в подаче серии от 10 до 100 ударных импульсов сил. Для демонстрации возможностей образца в комплекте содержится набор сменных рабочих инструментов.

Также на рисунке 6.54 представлен образец ударного пресса, выполненный по варианту однокатушечной СЭМУД с безынерционным упругим звеном возврата бойка на энергию удара 3 Дж и фиксированную частоту ударов бойка $n_{\text{уд}} = 50 \text{ с}^{-1}$ (3000 уд/мин) и $n_{\text{уд}} = 25 \text{ с}^{-1}$ (1500 уд/мин). В образце применена аналогичная возможность запуска в ручном и автоматическом режиме.

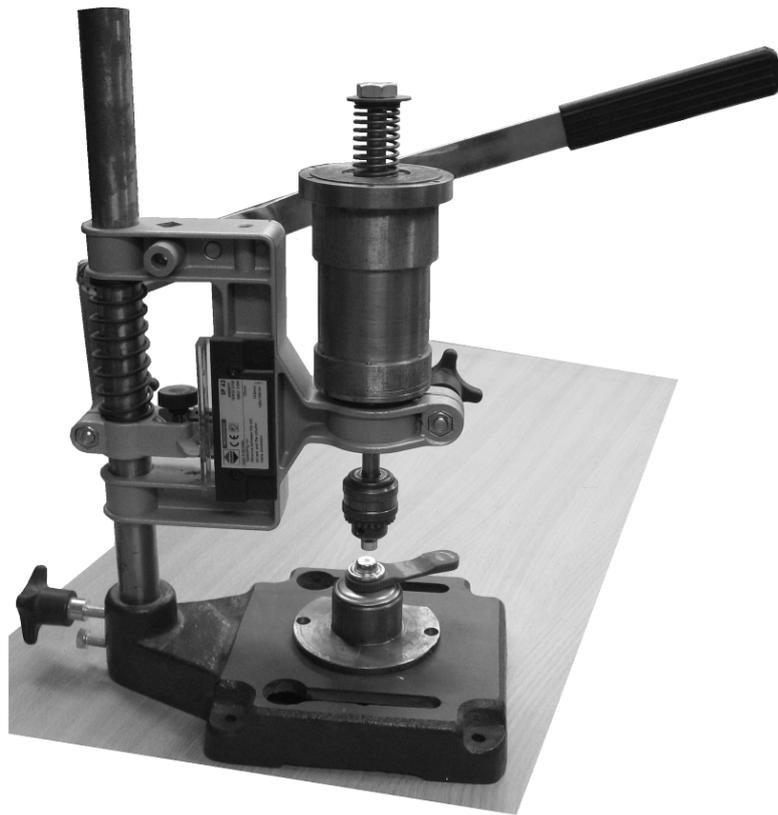


Рисунок 6.54 – Экспериментальный образец ударного пресса по варианту СЭМУД с упругим реверсом бойка

Технические характеристики виброударного пресса:

Напряжение питания, В.....	220
Потребляемая мощность, Вт.....	300; 500
Полезная мощность, Вт.....	85; 125
Энергия удара, Дж.....	2,5; 3,5
Частота ударов, с^{-1}	25; 50
Масса без инструмента, кг.....	7,5
Габаритные размеры, мм.....	130x130x350
Работа в ручном режиме.....	да
Работа в автоматическом режиме.....	да

На рисунке 6.55 представлен образец ударного пресса, выполненного по варианту двухкатушечной СЭМУД с инерционным реверсом бойка, рассчитанный на энергию удара 2,5 Дж и частоту ударов бойка $n_{\text{уд}} = 50 \text{ с}^{-1}$ (3000 уд/мин).

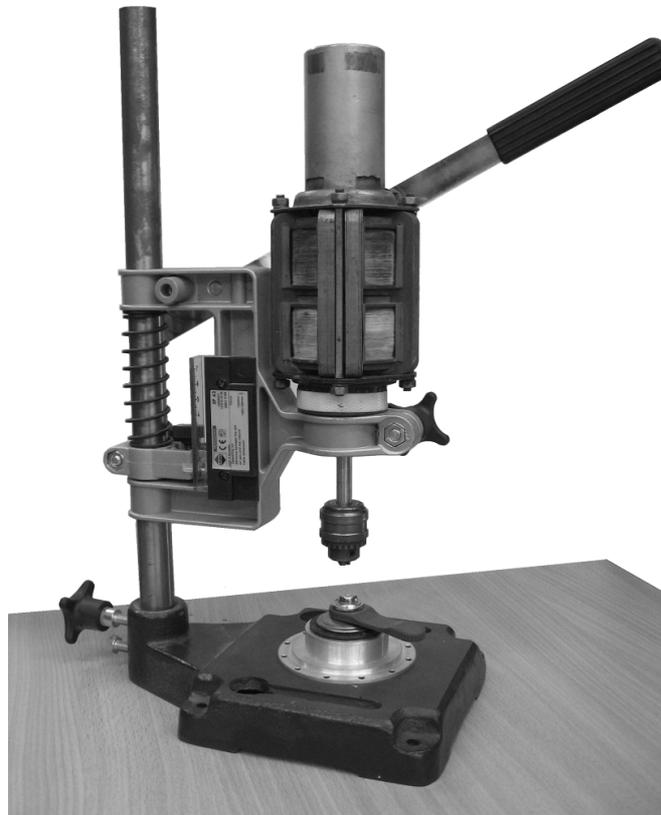


Рисунок 6.55 – Экспериментальный образец ударного пресса по варианту СЭМУД с инерционным реверсом бойка

Технические характеристики виброударного пресса:

Напряжение питания, В.....	220
Потребляемая мощность, Вт.....	300
Полезная мощность, Вт.....	85
Энергия удара, Дж.....	2,5
Частота ударов, с ⁻¹	50
Масса без инструмента, кг.....	8,5
Габаритные размеры, мм.....	130x130x350
Работа в ручном режиме.....	да
Работа в автоматическом режиме.....	да

В основе представленного образца используются изобретения на конструкцию синхронной электромагнитной машины ударного действия (Пат. РФ № 2496215) [51, 52]. В основе конструкции применен модернизированный вариант ударного узла ИЭ-4709.

Материалы диссертации в виде практических разработок СЭМУД, методик рационального выбора ЛЭМД и методик приближенного расчета рабочих характеристик из условия допустимого нагрева внедрены в ЗАО «ЭРАСИБ» г. Новосибирск и Института горного дела СО РАН г. Новосибирск (см. Приложение Г).

6.10 Выводы

1. Развитие современных методов анализа и синтеза электромеханических систем, в том числе ударного, предполагает повышенный интерес к созданию и совершенствованию математических моделей машин и устройств на их основе, наиболее точно и объективно отражающих их динамическое состояние при использовании в различных технологических процессах.

2. Для различных вариантов конструктивных схем СЭМУД, отличающихся способами реализации возвратно-поступательного движения ударной массы бойка в рабочем цикле, разработан единый методологический подход и разработаны математические модели машин, наиболее полно отражающие их динамическое состояние при возбуждении периодических ударных импульсов сил и взаимодействии с деформируемой средой. Созданы обобщенные математические модели многомассовых од-

нокатушечных и двухкатушечных СЭМУД, включающие в себя широкий круг конструктивных исполнений машин и рабочих режимов.

3. Предложенные алгоритмы расчета и примеры численной реализации моделей с использованием стандартных компьютерных программ показывают их высокую вычислительную устойчивость и повторяемость при решении поставленных задач средствами структурного моделирования.

4. На примере расчета периодических электромеханических процессов рассмотрены возможности численной реализации различных вариантов моделей СЭМУД при анализе рабочих процессов средствами Matlab Simulink. Выборочно выполнена верификация моделей сравнением расчетных значений выходных показателей с результатами, полученными на физических моделях. Относительная погрешность между расчетными и экспериментальными значениями не превышает 4...6 %, что общепринято для инженерной практики.

5. Подтверждена эффективность в использовании новых рабочих циклов и реализованных на их основе вариантов моделей двухкатушечных СЭМУД, обеспечивающих улучшение электромагнитной совместимости при питании от однофазного промышленного источника электроэнергии частотой 50 Гц.

6. Перспективной областью применения СЭМУД следует считать машины и устройства, реализующие ударные и виброударные технологии. Несмотря на относительно низкое значение КПД (до 45 %), сохраняют главные преимущества непосредственного привода СЭМУД и составляют хорошую конкуренцию другим типам машин, в том числе, вращательного действия, а также ударных машин, использующих иные виды энергоносителей.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В диссертационной работе представлены результаты решения комплексной научно-технической проблемы создания и совершенствования низкочастотных синхронных электромагнитных машин ударного действия, развитие общей теории машин, методов анализа и синтеза, направленные на повышение эффективности процесса электромеханического преобразования энергии в производственных технологических процессах посредством ударного взаимодействия с деформируемой средой. Решение данной проблемы основано на следующих основных результатах.

1. На основе выполненного структурного анализа рассмотрена тенденция преимущественного применения вариантов конструктивных схем СЭМУД, характеризующихся различными способами реализации возвратно-поступательного движения ударной массы бойка, построенные преимущественно по одно- и двухкатушечным вариантам схем. Определены основные направления их развития и совершенствования, обеспечивающие наибольшую эффективность процесса электромеханического преобразования энергии при передаче кинетической энергии бойка в деформируемую среду посредством ударного взаимодействия с частотой, равной или кратной частоте промышленного однофазного источника электроэнергии 50 Гц.

2. Развита принципы построения вариантов конструктивных схем СЭМУД. На уровне изобретения обоснованы новые рабочие циклы и реализованы на их основе новые способы управления, позволяющие в разной степени ограничить амплитуду тока и негативное влияние на питающую сеть. Разработан комплекс мер и новых технических решений, использование которых позволяет повысить надежность, производительность, энергию удара и КПД.

3. На основе расчёта магнитного поля разработана методика сравнения цилиндрических ЛЭМД одинакового объёма и веса активных материалов, имеющих различные профили исполнения магнитной цепи, которая наиболее точно отражает современные тенденции преимущественного выбора вариантов схем по широкой группе показателей применяемых в задачах проектирования.

4. Установлено, что выбор рационального варианта ЛЭМД для привода СЭМУД целесообразно вести по широко распространенным в практике значениям показателя «конструктивный фактор», используя установленные связи между условиями максимального выигрыша в расходовании активных материалов и конфигурацией исполнения

магнитной цепи, что упрощает решение задачи многовариантного поиска при оптимизационных расчетах.

5. Для расширения границ и возможностей известного метода определения пределов рационального выбора ЛЭМД по значениям показателя «конструктивный фактор» и повышения качества этого выбора в задачах проектирования установлена целесообразность использования данных для расчета значений показателя из анализа зависимостей тяговых характеристик, полученных с помощью конечно-элементного моделирования магнитного поля. На примере расчета магнитного поля цилиндрического ЛЭМД, дана количественная оценка степени влияния определяющих величин на значения показателя «конструктивный фактор» и показателя экономичности в отношении расходования активных материалов, что свидетельствует об имеющейся возможности повышения точности данного метода и расширения разновидностей сравниваемых ЛЭМД, ограниченных в настоящее время типовыми конструкциями.

6. На основании установленных принципов построения вариантов конструктивных схем СЭМУД выполнен анализ процессов энергопреобразования, поясняющий закономерности протекающих процессов взаимного преобразования электрической, магнитной, кинетической, потенциальной энергии, что в сочетании с физической наглядностью процессов электромеханического преобразования энергии дополняет базовые знания фундаментальных положений теории импульсных электромагнитных машин и составляет научные основы их создания и совершенствования.

7. Методом дискретных преобразований получено приближенное решение для циклического нагрева СЭМУД в переходном тепловом процессе с учтенным начальным превышением температуры по отношению к температуре окружающей среды. Из условия допустимого нагрева получены приближенные расчетные выражения и разработаны на их основе методики расчета, устанавливающие связи между энергией и частотой ударов, допустимым количеством произведенных рабочих циклов при заданной частоте и энергии удара, теплофизическими свойствами и геометрическими размерами СЭМУД, что наиболее просто обеспечивает решение вопросов управления их тепловой нагрузкой в зависимости от начального перегрева в рабочем цикле машины для длительного, кратковременного и повторно-кратковременного режимов работы.

8. Для повышения точности воспроизведения механических аналогов динамических моделей дана комплексная оценка силам сопротивления, противодействующим ус-

корению бойка, и потерям энергии в механической системе, в частности:

- выработаны рекомендации по учету силы одностороннего магнитного притяжения бойка и дана оценка этой силы и её отдельных компонент по отношению к движущей силе в зависимости от магнитной асимметрии, возникающей вследствие разности предельных отклонений размеров сопрягаемых элементов конструкции магнитопровода;

- выполнена модернизация известного выражения по определению силы одностороннего магнитного притяжения, что позволяет повысить точность расчета этой силы относительно установленных ограничений по эксцентриситету;

- получены аналитические зависимости, отражающие влияние параметров ударной системы с потерями энергии на деформацию и неполное восстановление объемов соударяющихся тел при энергообмене ударом и передаче кинетической энергии бойка в деформируемую среду.

9. Разработаны варианты моделей обобщенной магнитной цепи ЛЭМД и алгоритмы для их расчета, позволяющие в переходных квазиустановившихся режимах производить расчёт потерь мощности от вихревых токов в зависимости от степени насыщения ферромагнитных участков и закона формирования напряжения на входе, обеспечивая их высокую вычислительную устойчивость при реализации методами структурного моделирования

10. Разработаны математические и компьютерные модели многомассовых ЭМКС с ЛЭМД, обеспечивающие широкие возможности анализа взаимосвязанных электромеханических процессов в переходных и установившихся режимах при возбуждении вынужденных периодических колебаний механической системы до 100 с^{-1} и сопровождаемые различного рода потерями энергии. Особенностью моделей является возможность учета свойств нелинейных магнитных материалов, потоков рассеяния, степени подвижности инерционных масс, свойств упругих связей, внешних воздействий, с большим набором входных и выходных переменных. Рассмотрен алгоритм расчета и варианты схемной реализации компьютерных моделей, представлены возможности динамического расчета рабочих процессов методами и средствами структурного моделирования в среде Matlab Simulink.

11. Разработан единый методологический подход к математическому описанию вариантов конструктивных схем СЭМУД, отличающихся способами реализации возвратно-поступательного движения бойка, и созданию их компьютерных моделей, наиболее

полно и точно отражающие динамическое состояние электромеханической системы с различного рода потерями энергии при возбуждении периодических ударных импульсов сил и обеспечивающие широкие возможности в решении задач анализа и синтеза методами структурного моделирования с большим набором выходных переменных. Созданы обобщенные математические модели, включающие в себя широкий круг конструктивных исполнений базовых вариантов многомассовых однокатушечных и двухкатушечных СЭМУД. Подтверждена эффективность в использовании новых рабочих циклов СЭМУД, обеспечивающих улучшение электромагнитной совместимости при питании от промышленной сети.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ашавский, А.М. Силовые импульсные системы / А.М. Ашавский, А.Я. Вольперт, В.С. Шейнбаум. – М.: Машиностроение, 1978 – 200 с.
2. Бабицкий, В.И. Теория виброударных систем / В.И. Бабицкий. – М.: Наука, 1978. – 352 с.
3. Лавендел, Э.Э. Синтез оптимальных вибромашин / Э.Э. Лавендел. – Рига: Зинатне, 1970. – 252 с.
4. Кобринский, А. Е. Виброударные системы / А.Е. Кобринский, А.А. Кобринский. – М.: Наука, 1973. – 591 с.
5. Бансявичус, Р.Ю. Вибродвигатели / Р.Ю. Бансявичус, К.М. Рагульскис. – Вильнюс, 1981. – 193 с.
6. Ивашин, В.В. Импульсные электромагнитные сейсмоисточники: особенности и перспективы совершенствования / В.В. Ивашин, Н.А. Иванников // Приборы и системы разведочной геофизики. – Саратов, 2005. – № 2. – С. 9–11.
7. Ряшенцев, Н.П. Виброимпульсные системы в горном деле / Н.П. Ряшенцев. // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – 1987. – № 6. – С. 51–62.
8. Ручные электрические машины ударного действия / Н.П. Ряшенцев, П.М. Алабужев, Н.И. Никишин, и др. – М.: Недра, 1970. – 198 с.
9. Сапсалёв, А.В. Циклические безредукторные электроприводы / А.В. Сапсалёв. – Новосибирск: Территория науки и техники, 2011. – 212 с.
10. Кабачков, Ю.Ф. Линейный асинхронный двигатель в приводе мощных ударных машин / Ю.Ф. Кабачков, А.М. Махнев; Под общ. ред. Н.П. Ряшенцева // Электрические виброимпульсные системы: [сб. науч. тр.]. – Новосибирск: Изд-во ИГД СО АН СССР, 1984. – С. 104–110.
11. Электрические ручные машины с двойной изоляцией / Б.Г. Гольдштейн, М.А. Шнейдерман, Б.М. Левин, К.Х. Дубов. – М.: Машиностроение, 1975. – 232 с.
12. Кабачков, Ю.Ф. Применение электробутобоя при разделке негабаритных блоков магнетита / Ю.Ф. Кабачков, Б.М. Вайнер, В.В. Лесников. Огнеупоры. – 1982. – № 9. – С. 21–23.
13. Угаров, Г.Г. Тенденции развития и применения ручных ударных машин с электромеханическим преобразованием энергии // Г.Г. Угаров, В.Ю. Нейман // Извест-

тия вузов. Электромеханика. – 2002. – № 2. – С. 37–43.

14. Электрические силовые импульсные системы / Г.А. Сипайлов, А.В. Фролов, П.С. Туровский, Н.О. Лукутина // Сборник научных трудов Фрунзенского политехнического ин-та. – Фрунзе, 1974. – С. 132–148.

15. Аипов, Р.С. Перспективы применения линейных асинхронных двигателей в приводе машин с колебательным движением рабочего органа / Р.С. Аипов, А.В. Линенко // Труды Кубанского государственного аграрного университета. – 2008. – № 1. – С. 35–36.

16. Угаров, Г.Г. Перспективы развития силовых электромагнитных импульсных систем / Г.Г. Угаров, В.И. Мошкин // Вестник Курганского государственного университета. Серия: Технические науки. – 2013. – № 29. – С. 88–90.

17. Саттаров, Р.Р. Исследование виброударного режима в электромеханических реактивных преобразователях / Р.Р. Саттаров, Ф.Р. Исмагилов // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. – 2010. – № 2. – С. 23–27.

18. Прессовое оборудование с линейным электромагнитным приводом для механизации технологических процессов ударной сборки и штамповки мелких изделий / В.А. Аксютин, Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман, А.А. Скотников // Актуальные проблемы в машиностроении. – 2015. – № 2. – С. 220–224.

19. Манжосов, В.К. Динамика и синтез электромагнитных генераторов силовых импульсов / В.К. Манжосов, Н.О. Лукутина, Т.О. Невенчанная. – Фрунзе: Изд-во Илим, 1985. – 118 с.

20. Угаров, Г.Г. Импульсные линейные электромагнитные двигатели с повышенными силовыми и энергетическими показателями: 05.09.01 дис. ... д-ра техн. наук / Г.Г. Угаров. – Новосибирск, 1992. – 492 с.

21. Смелягин, А.И. Синтез и исследование машин и механизмов с электромагнитным приводом / А.И. Смелягин. – Новосибирск: Изд-во Новосиб. ун-та, 1991. – 248 с.

22. Каргин, В.А. Низкочастотные электромагнитные двигатели / В.А. Каргин // Электромагнитные импульсные системы. – Новосибирск: Изд-во ИГД СО АН СССР, 1989. – С. 27–33.

23. Певчев, В.П. Разработка методов анализа и синтеза мощных короткоходовых импульсных электромагнитных двигателей: 05.09.01 дис. ... д-ра техн. наук

/ В.П. Певчев. – Тольяти, 2012. – 383 с.

24. Перьев, А.А. Обоснование технических характеристик ручных электромагнитных машин с повышенной энергией ударов / А.А. Перьев // Импульсные линейные электромагнитные машины. – Новосибирск: ИГД СО АН СССР. – 1991. – С. 71–81.

25. Абрамов, А.Д. Создание ручных форсированных электрических машин ударного действия для строительно-монтажных работ: 05.05.04 дис. ... д-ра техн. наук / А.Д. Абрамов. – Новосибирск, 2012. – 230 с.

26. Ижбулдин, Е.А. Ручной электрический ударный инструмент для реализации виброударных технологий в транспортном машиностроении и строительстве / Е.А. Ижбулдин, А.Д. Абрамов // Вестник Иркутского государственного технического университета. – 2017. – Т. 21. – № 1 (120). – С. 32–39.

27. Абрамов, А.Д. Виброударные технологии для строительно-дорожных машин / А.Д. Абрамов, Т.К. Тюнюкова, Е.А. Ижбулдин // Мир транспорта. – 2016. – Т. 14. – № 4 (65). – С. 62–69.

28. Усанов, К.М. Совершенствование технических средств и технологий АПК системами с электромагнитными импульсными машинами: 05.20.02 дис. ... д-ра техн. наук / К.М. Усанов. – Саратов, 2008. – 433 с.

29. Усанов, К.М. Силовая электромагнитная импульсная система для погружения стержневых элементов в грунт / К.М. Усанов, В.А. Каргин // Вестник Саратовского госагроуниверситета им. Н.И. Вавилова. – 2005. – № 3. – С. 59–61.

30. Нейман, В.Ю. Интегрированные линейные электромагнитные двигатели для импульсных технологий // Электротехника. – 2003. – № 9. – С. 25–30.

31. Симонов, Б.Ф. Импульсный линейный электромагнитный привод для скважинного виброисточника / Б.Ф. Симонов, В.Ю. Нейман, А.С. Шабанов // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – 2017. – № 1. – С. 118–126.

32. Мошкин, В.И. Импульсные линейные электромагнитные двигатели / В.И. Мошкин, В.Ю. Нейман, Г.Г. Угаров. – Курган: Изд-во Курганского гос. ун-та, 2010. – 220 с.

33. Усанов, К.М. Линейный импульсный электромагнитный привод машин с автономным питанием / К.М. Усанов, Г.Г. Угаров, В.И. Мошкин. – Курган: Изд-во Курганского госуниверситета, 2006. – 284с.

34. Ивашин, В.В. Электромагнитные привода для импульсных и виброим-

пульсных технологий / В.В. Ивашин, А.К. Кудинов, В.П. Певчев // Известия вузов. Электромеханика. – 2012. – № 1. – С. 72–75.

35. Туровский, П.С. Расчет, конструирование и создание электромагнитных генераторов силовых импульсов / П.С. Туровский, А.В. Фролов. – Фрунзе, 1984. – 129 с.

36. Малов, А.Т. Электромагнитные молоты / А.Т. Малов, Н.П. Ряшенцев и др. – Новосибирск: Наука. 1968. – 128 с.

37. Ряшенцев, Н.П. Электромагнитные прессы / Н.П. Ряшенцев, Г.Г. Угаров, А.В. Львицын. – Новосибирск: Наука. Сиб. отд-ние, 1989. – 216 с.

38. Щучинский, С.Х. Электромагнитные приводы исполнительных механизмов / С.Х. Щучинский. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 152 с.

39. Певчев, В.П. Проектирование мощных короткоходовых импульсных электромагнитных двигателей / В.П. Певчев, В.В. Ивашин. – Тольяти: Изд-во ТГУ, 2012. – 142 с.

40. Электропривод с линейными электромагнитными двигателями / Н.П. Ряшенцев, Г.Г. Угаров, В.Н. Федонин, А.Т. Малов. – Новосибирск: Наука, 1981. – 150 с.

41. Ряшенцев, Н.П. Электромагнитный привод линейных машин / Н.П. Ряшенцев, В.Н. Ряшенцев. – Новосибирск: Наука, 1985. – 153 с.

42. Волынский, Б.А. Электротехника / Б.А. Волынский, Е.Н. Зейн, В.Е. Шатерников: Учеб. пособие для вузов. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 528 с.

43. Москвитин, А.И. Электрические машины возвратно-поступательного движения / А.И. Москвитин. – М.: Изд-во АН СССР, 1950. – 144 с.

44. Ряшенцев, Н.П. Теория, расчет и конструирование электромагнитных машин ударного действия / Н.П. Ряшенцев, Е.М. Тимошенко, А.В. Фролов. – Новосибирск: Наука, Сиб. отд-ние, 1970. – 260 с.

45. Тронов, А.П. Исследование и создание ручных машин ударного действия с электромагнитным приводом: дис. ... канд. техн. наук / А.П. Тронов. – Томск, 1964. – 147 с.

46. Малов, А.Т. Расчет и конструкции станков для клепки шарнирных соединений / А.Т. Малов, Н.П. Ряшенцев. – Новосибирск: Наука, 1968. – 126 с.

47. Нейман, В.Ю. Оценка конструктивного совершенства систем принудительного охлаждения синхронных электромагнитных машин ударного действия / В.Ю. Нейман, Л.А. Нейман // Журнал Сибирского Федерального университета. Серия: Тех-

ника и технологии. – 2015. – Т.8. – № 2. – С. 166–175.

48. Нейман, Л.А. Оценка конструктивного совершенства систем охлаждения синхронных электромагнитных машин ударного действия / Нейман Л.А. // Научный вестник НГТУ. – 2013. – № 4. – С. 177–183.

49. Фальцман, В.К. Влияние кризиса на конкурентоспособность российской продукции / В.К. Фальцман // ЭКО. – 2016. – № 11 (509). – С. 90–109.

50. Пронина, Н.Н. Реальность импортозамещения в России / Н.Н. Пронина, Д.И. Оганезова, О.В. Усенкова // Вестник Пензенского государственного университета. – 2015. – № 3 (11). – С. 58–62.

51. Нейман, Л.А. Низкочастотные ударные электромагнитные машины и технологии / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Актуальные проблемы в машиностроении. – 2014. – №1. – С. 256–259.

52. Пат. РФ № 2496214 RU, МПК H02K33/12, F16F7/104. Синхронный электромагнитный двигатель возвратно-поступательного движения / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман, А.А. Скотников. – № 2012100472/07; Заявл. 10.01.2012; Оpubл. 20.10.2013, Бюлл. № 29. – 6 с.: ил.

53. Пат. РФ № 2496215 RU, МПК H02K33/12, F16F7/104. Электромагнитный двигатель возвратно-поступательного движения / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман, А.А. Скотников. – № 2012106101/07; Заявл. 20.02.2012; Оpubл. 20.10.2013, Бюлл. № 29. – 7 с.: ил.

54. Обоснование и проектирование мощных электромагнитных машин ударного действия / Н.П. Ряшенцев, А.Т. Малов, Г.Г. Угаров, А.В. Носовец // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – №2. – 1970. – С. 42 – 49.

55. Пат. РФ на полезную модель № 111799 RU, МПК B25D13/00. Электромагнитная машина ударного действия / В.Ю. Нейман, А.А. Скотников, Л.А. Нейман. – № 2011128342/02; Заявл. 08.07.2011; Оpubл. 27.12.2011, Бюлл. № 36. – 5 с.: ил.

56. Пат. РФ № 2508980 RU, МПК B25D13/00. Синхронная электромагнитная машина ударного действия /Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман, Е.Ю. Артебякина. – № 2012121695/02; Заявл. 25.05.2012; Оpubл. 10.03.2014, Бюлл. № 7. – 7 с.: ил.

57. Пат. РФ № 2502855 RU, МПК E21B1/22. Электромагнитный ударный механизм / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман, Е.Ю. Артебякина, А.А. Скотников. – № 2012114361/03; Заявл. 11.04.2012; Оpubл. 27.12.2013, Бюлл. № 36. – 5 с.: ил.

58. Нейман, Л.А. Синхронный электромагнитный механизм для виброударного

технологического оборудования / Л.А. Нейман // Справочник. Инженерный журнал с приложением. – 2014. – № 6 (207). – С. 17–19.

59. Пат. РФ № 2491701 RU, МПК H02K33/12, B25D13/00. Синхронный электромагнитный ударный механизм / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман, А.А. Скотников. – № 2011149247/07; Заявл. 02.12.2011; Оpubл. 27.08.2013, Бюлл. № 24. – 6 с.: ил.

60. Пат. РФ № 2486656 RU, МПК H02K33/12, H02P25/02, H01F7/18. Способ управления двухкатушечным электромагнитным двигателем возвратно-поступательного движения / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман, Е.А. Ерыгина. – № 2011149247/07; Заявл. 20.02.2012; Оpubл. 27.06.2013, Бюлл. № 18. – 6 с.: ил.

61. Пат. РФ № 2472243 RU, МПК H01F7/06, H01F7/08, H02K33/12, H02K33/18. Способ управления двухкатушечным электромагнитным двигателем ударного действия / Л.А. Нейман, А.А. Скотников, В.Ю. Нейман, Ю.Б. Смирнова. – № 2011123809/07; Заявл. 10.06.2011; Оpubл. 10.01.2013, Бюлл. № 1. – 5 с.: ил.

62. Нейман, В.Ю. К вопросу о рационализации рабочих процессов и выбора конструктивных схем электромагнитных ударных машин / В.Ю. Нейман // Автоматизированные электромеханические системы: Коллективная монография / Новосиб. гос. техн. ун-т; Под ред. В.Н. Аносова. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2004. – С. 155–169.

63. Нейман, В.Ю. Тенденции в развитии конструкций синхронных двухобмоточных электромагнитных машин для импульсных технологий / В.Ю. Нейман, А.А. Скотников, Л.А. Нейман // Актуальные проблемы энергетики АПК: материалы II междунар. науч.-практ. конф. – Саратов: ФГОУ ВПО Саратовский ГАУ. – 2011. – С. 271–277.

64. Нейман, В.Ю. Структурный анализ синхронных электромагнитных машин ударного действия / В.Ю. Нейман, А.А. Скотников, Л.А. Нейман // Автоматизированные электромеханические системы: сб. науч. тр. Под общ. ред. В.Н. Аносова. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2011. – С. 106–120.

65. Принципы построения и технико-экономические показатели синхронных электромагнитных машин ударного действия / В.Ю. Нейман, Л.А. Нейман, А.А. Скотников, Ю.Б. Смирнова // Инновационная энергетика, Новосибирск, 10-12 ноября 2010 г.: материалы II научно-практической конференции с междунар. участ. – Новосибирск: НГТУ, 2010. – С. 262–265.

66. Нейман, Л.А. Линейные синхронные электромагнитные машины для низкочастотных ударных технологий / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Электротехника. –

2014. – № 12. – С. 45–49.

67. А.с. № 585279 СССР, МПК E21C3/16. Электромагнитный ударник для бурения / О.Д. Алимов, А.В. Фролов, П.С. Туровский. – № 2175446/22-03; Заявл. 15.09.75; Оpubл. 25.12.77, Бюл. № 47. – 2 с.: ил.

68. Пат. 2117572 RU, МПК B25D13/00. Электрическая машина ударно-вращательного действия / Е.М. Тимошенко. – № 96115103/28; Заявл. 25.07.1996; Оpubл. 20.08.98, Бюл. № 30. – 2с.: ил.

69. Пат. 2111847 RU, МПК B25D13/00. Электромагнитная машина ударного действия / Г.Г. Угаров, В.Ю. Нейман. – № 96117459/28; Заявл. 27.08.96; Оpubл. 27.05.98, Бюл. № 15. – 5 с.: 2 ил.

70. А.с. 861058 СССР, МПК B25D13/00, E21C3/16. Электромагнитный молоток / В.М. Борисов, Б.Г. Гольдштейн, К.А. Штафт, А.Я. Капустин, И.Е. Кудряшов. – № 2770825/22-03; Заявл. 04.04.79; Оpubл. 07.09.81, Бюл. № 33. – 1 с.: ил.

71. А.с. 755549 СССР, МПК B25D13/00, E21C3/16. Электромагнитный молоток / Н.М. Батуев, А.М. Мельниченко, Л.И. Крючкова. – № 2144902/25-28; Заявл. 17.06.75; Оpubл. 25.08.80, Бюл. № 30. – 3 с.: ил.

72. Пат. 2221688 RU, МПК B25D13/00. Способ управления бойком электромагнитной машины ударного действия / Е.М. Тимошенко, С.Н. Кучанов. – № 99104252/28; Заявл. 01.03.99; Оpubл. 01.03.99, Бюл. № 3. – 5 с.: ил.

73. А.с. 639067 СССР, МПК H02G1/08. Устройство для прокладки проводов и кабелей в трубах/ Н.П. Ряшенцев, В.Н. Ряшенцев. – № 2434369/24-07; Заявл. 20.12.76; Оpubл. 25.12.78, Бюл. № 47. – 3 с.: ил.

74. А.с. 461473 СССР, МПК H02K33/12. Электромагнитный молоток / В.М. Борисов, В.Л. Шерман, А.А. Гоппен, В.П. Черевко. – № 1459617/24-7; Заявл. 09.07.70; Оpubл. 25.02.75, Бюл. № 7. – 2 с.: ил.

75. А.с. 308690 СССР, МПК H02K33/12. Электрический двигатель возвратно-поступательного движения / В.М. Верховцев, Н.П. Ряшенцев, В.Л. Шерман. – № 1403538/24-7; Заявл. 11.02.70; Оpubл. 15.08.75, Бюл. № 30. – 2 с.: 2 ил.

76. А.с. 606193 СССР, МПК H02K33/12. Электромагнитный двигатель возвратно-поступательного движения / Н.П. Ряшенцев, Е.М. Тимошенко, И.М. Королев. – № 2357223/24-07; Заявл. 06.05.76; Оpubл. 05.05.78, Бюл. № 17. – 2 с.: ил.

77. А.с. 1134992 СССР, МПК H02K33/12. Электромагнитный двигатель возвратно-поступательного движения / В.М. Никольский, А.А. Калашников, Г.А. Корбалева, В.К. Вороненко. – № 3615898/24-07; Заявл. 04.05.83; Оpubл. 15.01.85, Бюл. № 2. – 2 с.: ил.

78. А.с. 442755 СССР, МПК H02K33/12. Электрический двигатель возвратно-поступательного движения / В.М. Борисов, Б.Г. Гольштейн, А.А. Гоппен, В.А. Елецкий, В.Л. Шерман, Х.Ж. Буш, Н.П. Ряшенцев, Е.М. Тимошенко. – № 1383666/24-07; Заявл. 11.12.69; Оpubл. 15.11.84, Бюл. № 42. – 2 с.: ил.

79. Пат. 2042500 RU, МПК B25D13/00. Электромагнитный ударный инструмент / Е.М. Тимошенко, В.М. Борисов, И.В. Андреев, И.В. Куликов. – № 92014505/28; Заявл. 23.12.92; Оpubл. 10.01.04, – 3 с.: ил.

80. Пат. 2008194 RU, МПК B25D13/00. Электромагнитная машина ударного действия / И.В. Андреев, В.М. Борисов, И.В. Куликов, Е.М. Тимошенко. – № 5031933/08; Заявл. 12.03.92; Оpubл. 28.02.94, 8 ил.

81. Neyman, L.A. Linear synchronous electromagnetic machines and their control principles / L.A. Neyman, V.Y. Neyman, Y.V. Morozov // 10 International forum on strategic technology, (IFOST 2015): proc.: Indonesia, Bali, 3–5 June 2015. – Yogyakarta, 2015. – pp. 171–174.

82. Нейман, Л.А. Исследование двухкатушечной синхронной электромагнитной машины с инерционным реверсом бойка / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Современные проблемы теории машин: материалы II междунар. заочн. науч.-практ. конф., 2014. – С. 109–110.

83. А.с. № 1525856 СССР, МКИ H02P 7/62. Способ управления двухкатушечным электромагнитным двигателем / А.А. Перьев, Е.М. Тимошенко, А.Л. Осокин, В.М. – Оpubл. 30.11.89, Бюл. № 44.– 2 с.: ил.

84. Ряшенцев, Н.П. Беспружинная электромагнитная машина возвратно-поступательного действия / Н.П. Ряшенцев, В.М. Сбоев, В.М. Базлов // Исследование электрических машин возвратно-поступательного движения. – Новосибирск: Ч 2, 1969. – С. 64–72.

85. А.с. 1261785 СССР, МПК B25D13/00, 15/00. Электромагнитная машина ударного действия/ Е.М. Тимошенко, А.А. Перьев, А.Л. Осокин, В.М. Борисов, И.Ф.

Куликов, И.В. Андреев. – № 3853945/25-28; Заявл. 12.02.85; Оpubл. 07.10.86, Бюл. № 37 – 2 с.: 2 ил.

86. А.с. 212844 СССР, МПК E25D13/00. Двухкатушечный электромагнитный молоток / Н.П. Ряшенцев, П.М. Алабужев. – № 1082935/22-3; Заявл. 16.06.66; Оpubл. 29.11.68, Бюл. № 9 – 2 с.: ил.

87. А.с. 275008 СССР, МПК E25D13/00. Двухкатушечный электромагнитный молоток / Н.П. Ряшенцев. – № 1321787/22-3; Заявл. 25.03.69; Оpubл. 03.07.70, Бюл. №22 – 2 с.: ил.

88. Львицин, А.В. Силовые приводные электромагниты цилиндрической структуры с высокими удельными показателями / А.В. Львицин, Г.Г. Угаров, В.Н. Федонин // Электромагнитные машины ударного действия. – Новосибирск: ИГД СО АН СССР, 1978. – С. 27–31.

89. Казаков, Л.А. Электромагнитные устройства радиоэлектронной аппаратуры / Л.А. Казаков. – М.: Сов. радио, 1978. – 168 с.

90. Никитенко, А.Г. Автоматизированное проектирование электрических аппаратов / А.Г. Никитенко. – М.: Высш. школа, 1983. – 192 с.

91. Лобов, Б.Н. Оптимизация электромагнитов переменного тока с втяжным якорем и стопом / Б.Н. Лобов // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. – 2002. – № 2. – С. 23–27.

92. Лобов, Б.Н. Сравнение параметров оптимальных электромагнитов переменного тока / Б.Н. Лобов // Горное оборудование и электромеханика. – 2016. – №2 (120). – С. 12–15.

93. Нейман, В.Ю. Расчет показателя экономичности силового электромагнита постоянного тока с помощью моделирования магнитного поля / В.Ю. Нейман, Л.А. Нейман, А.А. Петрова // Транспорт: наука, техника, управление. – 2008. – № 6. – С.21–24.

94. Ряшенцев, Н.П. К выбору типа магнитной системы пресса с линейным электромагнитным приводом / Н.П. Ряшенцев, А.В. Львицын, Г.Г. Угаров // Вопросы теории и проектирования электрических машин. – Саратов: СГУ. – 1978. – С. 63–67.

95. Нейман, Л.А. Определение рациональных соотношений высоты стопа короткоходовых линейных электромагнитных двигателей втяжного типа / Л.А. Нейман, А.А. Скотников // Научные проблемы транспорта Сибири и Дальнего Востока. – 2012. – № 2. – С. 342–344.

96. Нейман, Л.А. К исследованию тяговых характеристик электромагнитных приводов с учетом зубчатости элементов магнитопровода / Л.А. Нейман, О.В. Рогова // Доклады Академии наук высшей школы Российской Федерации. – 2013. – № 1 (20). – С. 100–108.

97. Соловейчик, Ю.Г. Оптимизация геометрии линейных электромагнитных двигателей с использованием конечноэлементного моделирования магнитного поля / Ю.Г. Соловейчик, В.Ю. Нейман, М.Г. Персова, М.Э. Рояк, Ю.Б. Смирнова, Р.В. Петров // Известия вузов. Электромеханика. – 2005. – № 2. – С. 24–28.

98. Нейман, В.Ю. Сравнение геометрически подобных систем электромагнитов по условию постоянства теплового критерия / В.Ю. Нейман, Л.А. Нейман, А.А. Петрова // Электротехника. – 2011. – № 12. – С. 14а–16.

99. Казаков, Л.А. Выбор конструктивного типа и формы стопа электромагнитов постоянного тока / Л.А. Казаков // Электротехника. – 1970. – № 11. – С. 42–46.

100. Минимизация массы активных материалов клапанного приводного электромагнита постоянного напряжения, работающего в повторно-кратковременном режиме / Ю.М. Зайцев, И.П. Иванов, О.А. Петров, А.В. Приказчиков, Н.В. Руссова, Г.П. Свинцов // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. – 2015. – № 3 (539). – С. 38–42.

101. К расчету размеров обмотки электромагнита постоянного напряжения / И.З. Ахазов, В.К. Кадыков, Н.В. Руссова, Г.П. Свинцов // Вестник Чувашского университета. – 2006. – № 2. – С. 211–216.

102. Казаков, Л.А. Оптимальные соотношения размеров магнитопровода силовых электромагнитов постоянного тока / Л.А. Казаков, В.Ю. Кончаловский // Электричество. – 1964. – № 10. – С.23– 26.

103. Лобов, Б.Н. Оптимизация электромагнитного механизма по статическим и динамическим показателям качества / Б.Н. Лобов, О.Б. Плахотин // Известия высших учебных заведений. Северо-Кавказский регион. Серия: Технические науки. – 2006. – № 1. – С. 33–37.

104. Угаров, Г.Г. Принципы повышения удельных силовых и энергетических показателей импульсных линейных электромагнитных двигателей / Г.Г. Угаров // Импульсные линейные электрические машины. – Новосибирск: ИГД СО РАН, 1991. – С. 43–50.

105. Нейман, Л.А. К решению задачи рационального выбора электромагнитного двигателя заданного габарита и веса на основе численного эксперимента / Нейман Л.А. // Научный вестник Новосибирского государственного технического университета. – 2013. – № 4. – С. 184–190.

106. Neiman, L.A. Calculation of efficiency of DC electromagnet for mechatronic systems / L.A. Neiman, V.Yu. Neiman, A.A. Petrova // Proceedings of IFOST-2008: the 3RD International Forum on Strategic Technology, 23-29 июня, 2008 г. – Novosibirsk–Tomsk. – pp. 452–454.

107. Нейман, Л.А. Повышение точности учета конструктивных параметров при проектировании электромагнитных виброударных устройств с использованием конечноэлементного моделирования магнитного поля / Л.А. Нейман, А.А. Петрова, В.Ю. Нейман // Современные проблемы машиностроения: сб. науч. тр. VII междунар. науч.-техн. конф. Томск, 11-13 нояб. 2013 г. / под ред. А.Ю. Арляпова, А.Б. Кима. – Томск: Национальный исследовательский Томский политехнический университет, 2013. – С. 256–260.

108. Боцянов, И.Д. Расчет электромагнитных и тепловых полей электромеханических устройств с постоянными магнитами в программе ANSYS / И.Д. Боцянов // Вестник МЭИ. – 2012. – № 4. – С. 36–42.

109. Андреева, Е.Г. Исследование поля магнитной системы открытого типа с помощью программного пакета ANSYS / Е.Г. Андреева, И.А. Семина, А.А. Татевосян // Динамика систем, механизмов и машин. – 2014. – № 1. – С. 173–175.

110. Татевосян, А.С. Расчет электрических и магнитных полей методом конечных элементов с применением комплекса программ ELCUT: учеб. пособие / А.С. Татевосян, А.А. Татевосян. – Минобрнауки России, ОмГТУ: Изд-во ОмГТУ, 2015. – 96 с.

111. Нейман, В.Ю. Моделирование в FEMM магнитного поля для расчета тяговых характеристик электромагнитных двигателей постоянного тока / В.Ю. Нейман, А.А. Петрова // Сборник научных трудов НГТУ. – 2008. – № 2 (52). – С. 101–108.

112. Буль, О.Б. Методы расчета магнитных систем электрических аппаратов: Магнитные цепи, поля и программа FEMM: Учебное пособие / О.Б. Буль. – М: Изд. центр «Академия», 2005. – 336 с.

113. Нейман, Л.А. Конечно-элементное моделирование магнитного поля для расчета статических параметров линейных электромагнитных машин / Л.А. Нейман,

В.Ю. Нейман, В.К. Терехов // Автоматизированное проектирование в машиностроении. – 2014. – № 2. – С. 26–30.

114. Гордон, А. В. Электромагниты постоянного тока / А. В. Гордон, А. Г. Сливинская. – М., Л.: Госэнергоиздат, 1960. – 447 с.

115. Ступель, Ф. А. Электромагнитные реле / Ф.А. Ступель. – Харьков: Изд-во Харьковского гос. ун-та., 1956. – 355 с.

116. Ротерс, Г.К. Электромагнитные механизмы / Г.К. Ротерс. – М.: Госэнергиздат, 1949. – 522 с.

117. Гордон, А.В. Электромагниты переменного тока / А.В. Гордон, А.Г. Сливинская. М.: Энергия. 1968. – 200 с.

118. Угаров, Г.Г. К оценке режимов работы электромагнитных ударных машин / Г.Г. Угаров, В.Ю. Нейман // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – 1996. – № 4. – С. 72– 80.

119. Пеккер, И.И. Расчет электромагнитных механизмов на вычислительных машинах / И.И. Пеккер, А.Г. Никитенко. – М.: Энергия, 1967. – 168 с.

120. Гурницкий, В. Н. О выборе электромагнитов постоянного тока / В.Н. Гурницкий // Электричество. – 1972. – № 9. – С. 66–74.

121. Бугаев, Г.А. О критериях для оценки электромагнитов / Г.А. Бугаев // Электричество. – 1966. – № 11. – С. 51–55.

122. Нейман, В.Ю. О допустимой погрешности при сравнении подобных электромагнитов по значениям конструктивного фактора / В.Ю. Нейман, Л.А. Нейман, А.А. Петрова, А.А. Скотников // Транспорт: наука, техника, управление. – 2011. – № 12. – С. 36–37.

123. Нейман, Л.А. К оценке выбора типа электромагнита по значению конструктивного фактора / Л.А. Нейман, А.А. Петрова, В.Ю. Нейман // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. – 2012. – № 6. – С. 62–64.

124. Любчик, М.А. Расчет и проектирование электромагнитов постоянного и переменного тока / М.А. Любчик. – М.: Госэнергоиздат, 1969.–218 с.

125. Чунихин, А.А. Электрические аппараты / А.А. Чунихин. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 720 с.

126. Нейман, Л.А. О методике к выбору типа электромагнита по значениям конструктивного фактора / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман, А.А. Петрова // Научные

проблемы транспорта Сибири и Дальнего Востока. – 2011. – № 2. – С. 310–313.

127. К вопросу учёта главных размеров при выборе типа электромагнита по значению конструктивного фактора / В.Ю. Нейман, Л.А. Нейман, А.А. Петрова, А.А. Скотников, О.В. Рогова // Электротехника. – 2011. – № 6. – С. 50а–53.

128. Нейман, В.Ю. Влияние соотношений главных размеров электромагнитов на значения конструктивного фактора и показателя экономичности / В.Ю. Нейман, Л.А. Нейман, А.А. Петрова // Автоматизированные электромеханические системы: сб. науч. тр. / под общ. ред. В.Н. Аносова. – Новосибирск: НГТУ, 2011. – С. 177–187.

129. Методика определения главных размеров электромагнита постоянного тока с произвольной конфигурацией магнитной цепи / Д.М. Евреинов, В.Ю. Нейман, А.А. Петрова, Ю.Б. Смирнова // Электротехника, электромеханика, электротехнологии ЭЭЭ-2009: Материалы четвертой науч.-техн. конф. с междунар. участ. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2009. – С. 13–18.

130. Гурский, Д.А. Вычисления в MathCAD / Г.А. Гурский. – Мн.: Новое издание, 2003. – 814 с.

131. Павленко, А.В. Математическое моделирование мехатронного привода клапана газораспределительного механизма двигателя внутреннего сгорания / К.Р. Гильмияров, А.В. Павленко // Известия ЮФУ. Технические науки. – 2012. – № 3 (128). – С. 257–263.

132. Ряшенцев, Н.П. Введение в теорию энергопреобразования электромагнитных машин / Н.П. Ряшенцев, А.Н. Мирошниченко. – Новосибирск: Наука. 1987. – 160 с.

133. Малинин, В.И. Оценка динамического КПД электромагнита с ненасыщенной магнитной системой / В.И. Малинин, А.Н. Ряшенцев, А.И. Толстик // Известия вузов. Электромеханика. – 1989. – № 9. – С. 86–90.

134. Нейман, В.Ю. Анализ процессов энергопреобразования линейных электромагнитных машин с предварительным аккумулярованием магнитной энергии в динамических режимах // Электротехника. – 2003. – № 2. – С. 30–36.

135. Мошкин, В.И. Влияние режимных и конструктивных параметров линейных электромагнитных двигателей на эффективность электромеханического преобразования энергии / В.И. Мошкин, Г.Г. Угаров // Вестник Саратовского государственного технического университета. – 2012. – № 2 (66). С. 125–130.

136. Мошкин, В.И. Об оптимальных условиях энергопреобразования в электромагнитных приводах / В.И. Мошкин, А.А. Егоров, Г.Г. Угаров // Вестник Курганского государственного университета. Серия: Технические науки. – 2005. – № 2. – С. 239-240.

137. Нейман, В.Ю. Рабочий цикл одноударной электромагнитной машины с конденсаторным питанием / В.Ю. Нейман, К.М. Усанов, Г.Г. Угаров // Электротехника, электромеханика, электротехнологии ЭЭЭ-2005: Материалы второй науч.-техн. конф. с междунар. участ. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2005. – С. 39–41.

138. Мошкин, В.И. Сравнение магнитных циклов импульсного линейного электромагнитного двигателя с учетом мощности потерь в его обмотке / В.И. Мошкин // Известия Томского политехнического университета. – Томск. Изд-во ТПУ, 2012. – Т. 321. – № 4. – С. 93–96.

139. Мошкин, В.И. Энергетическая и динамическая эффективность однообмоточных линейных электромагнитных двигателей с возвратной пружиной / В.И. Мошкин, Г.Г. Угаров // Вестник Саратовского государственного технического университета. – 2012. – № 2 (66). – С. 130–135.

140. Усанов, К.М. Оценка эффективности энергопреобразований в электромагнитной ударной машине с упругим возвратным элементом / К.М. Усанов, В.А. Каргин, А.В. Волгин // Труды Кубанского государственного аграрного университета. 2008. – № 1. – С. 86–87.

141. Малинин, Л.И. Определение напряжения преобразования энергии и электромагнитных сил в электромеханических системах / Л.И. Малинин, В.Ю. Нейман // Электричество. – 2008. – № 6. – С. 57–62.

142. Малинин, Л.И. Предельные силовые характеристики электромагнитных двигателей постоянного тока / Л.И. Малинин, В.Ю. Нейман // Электротехника. – 2009. – № 12. – С. 61–67.

143. Гринченков В.П. Аналитическая оценка влияния вихревых токов на время трогания нейтральных и поляризованных электромагнитов при включении / В.П. Гринченков, Ю.А. Никитенко, В.В. Медведев, А.В. Павленко // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. – 1998. – № 5. – С. 34–38.

144. Подберёзная, И.Б. Влияние вихревых токов на потери в шихтованных и сплошных магнитопроводах электромагнитов переменного тока / И.Б. Подберёзная,

Б.Н. Лобов, О.Ф. Ковалёв // Известия высших учебных заведений. Северо-Кавказский регион. Серия: Технические науки. – 2006. – № 2. – С. 32–36.

145. Угаров, Г.Г. Анализ показателей электромагнитных ударных машин / Г.Г. Угаров, В.Ю. Нейман // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. – 1996. – № 2. – С. 72–80.

146. Нейман, Л.А. Анализ процессов энергопреобразования в однокатушечной синхронной электромагнитной машине с двухсторонним выбегом бойка / Л.А. Нейман // Известия Томского политехнического университета. – 2013. – Т. 323. – № 4. – С. 112 – 116.

147. Нейман, Л. А. Новый рабочий цикл двухкатушечной синхронной электромагнитной машины с инерционным реверсом бойка / Л. А. Нейман // Вестник Южно-Уральского государственного университета. Серия: Энергетика. – 2016. – Т. 6. – № 2. – С. 72–81.

148. Нейман, Л.А. Рабочий цикл двухкатушечной синхронной электромагнитной машины со свободным выбегом бойка / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Известия вузов. Электромеханика. – 2013. – № 6. – 48–52.

149. Neiman, L.A. Linear synchronous electromagnetic machines for lowfrequency impact technologies / L.A. Neiman, V.Y. Neiman // Russian Electrical Engineering. – 2014.– Vol. 85. – no. 12. – С. 752–756.

150. Нейман, Л.А. Синхронный электромагнитный механизм для виброударного технологического оборудования / Л.А. Нейман // Современные проблемы машиностроения: сб. науч. тр. 7 междунар. науч.-техн. конф., Томск, 11-13 нояб. 2013 г. // Томск: Изд-во Томского политехн. ун-та, 2013. – С. 260–263.

151. Нейман, Л.А. Трехкатушечный электромагнитный ударный механизм с синхронным взаимодействием ударников / Л.А. Нейман, А.С. Шабанов, В.Ю. Нейман // Теоретические и практические аспекты технических наук: сб. статей междунар. научн.-практ. конф. (29 декабря 2014 г., г. Уфа). – Уфа: Аэтерна, 2014. – С. 102–107.

152. Нейман, Л.А. Анализ процессов энергопреобразования в двухкатушечной синхронной электромагнитной машине с инерционным реверсом бойка / Л.А. Нейман // Известия Томского политехнического университета. – Томск. Изд-во ТПУ, 2014. – Т. 325. – № 4. – С. 157–163.

153. Нейман, Л.А. Двухкатушечная синхронная электромагнитная машина с инерционным реверсом бойка / Л.А. Нейман // Актуальные вопросы науки, технологии и производства. – 2014. – № 2. – С. 59–63.
154. Нейман, Л. А. Математическая модель динамики двухкатушечной синхронной электромагнитной машины ударного действия со свободным выбегом бойка / Л. А. Нейман, В. Ю. Нейман // Вестник Ивановского государственного энергетического университета. – 2016. – № 5. – С. 32–40.
155. ГОСТ 12434-83. Аппараты коммутационные низковольтные. Общие технические условия. Введ. 1985-01-01. – М.: ИПК Изд-во стандартов, 1988. – 25 с.
156. ГОСТ 8865-93. Системы электрической изоляции. Оценка нагревостойкости и классификация. Введ. 1995-01-01. – М.: ИПК Изд-во стандартов, 1995. – 8 с.
157. Виттенберг, М.И. Расчет электромагнитных реле для аппаратуры автоматики и связи / М.И. Виттенберг. – М., Л.: Госэнергоиздат, 1961. – 704 с.
158. Шлёнкин, О.Г. Испытания на нагрев ударно-вращательной машины при переменных режимах / О.Г. Шлёнкин и др. / Электрические ударные машины. – Новосибирск: Наука. Сиб отд-ние, 1969. – С. 132–145.
159. Антонов, А.Н. К выбору систем охлаждения электромагнитных ударных узлов / А.Н. Антонов, Н.П. Ряшенцев // Исследование электрических машин возвратно-поступательного движения. – Ч.1, Новосибирск: ИГД СО АН СССР, 1969. – С. 115–121.
160. Нейман, Л.А. Решение задачи распределения температурного поля электромагнитного ударного узла с цилиндрической двухсекционной обмоткой / Л.А. Нейман // Инновационные технологии и экономика в машиностроении: сб. тр. VI междунар. науч.-прак. конф. 21-23 мая 2015 г. – Томск, 2015. – С. 463–468.
161. Нейман, Л.А. Тепловой расчет ударного узла с электромагнитным приводом / Л.А. Нейман // Актуальные проблемы в машиностроении. – 2015. – № 2. – С. 249–255.
162. Удлер, Э.И. Расчет теплоотдачи вибрирующих ребристых поверхностей корпусных деталей электромагнитных машин / Э.И. Удлер, О.Г. Шленкин // Электрические линейные двигатели. – Новосибирск: ИГД СО АН СССР, 1972. – С. 115–123.
163. Шлёнкин, О.Г. Испытания на нагрев ударно-вращательной машины при переменных режимах / О.Г. Шлёнкин и др. // Электрические ударные машины. – Но-

Новосибирск: Наука. Сиб отд-ние, 1969. – С. 132 – 145.

164. Бессонов, Л.А. Линейные электрические цепи / Л.А. Бессонов. – М.: Высшая школа, 1968. – 256 с.

165. Нейман, Л.А. Исследование нагрева электромагнитного двигателя в переходных режимах / Л.А. Нейман, А.А. Скотников, В.Ю. Нейман // Изв. вузов. Электромеханика. – 2012. – № 6. – С. 50 – 54.

166. Клименко Ю.И. Проектирование линейного электромеханического преобразователя активной подвески автомобиля / Ю.И. Клименко, Д.В. Батищев, А.В. Павленко, В.П. Гринченков // Электротехника. – 2015. – № 10. – С. 34–39.

167. Буль, Б.К. Основы теории электрических аппаратов / Б.К. Буль, Г.В. Буткевич, А.Г. Годжелло и др.; Под ред. Г.В. Буткевича. – Учеб. пособие. – М.: Высшая школа, 1970. – 600 с.

168. Нейман, Л.А. Исследование перегрузочной способности циклического электромагнитного привода в зависимости от начального превышения температуры в переходных тепловых режимах / Л.А. Нейман // Электротехника. – 2014. – № 7. – С. 7–12.

169. Нейман, Л.А. Приближенный расчет циклического электромагнитного привода с учтенным начальным превышением температуры в переходном тепловом процессе нагрева / Л.А. Нейман // Доклады Академии наук высшей школы Российской Федерации. – 2014. – № 1 (22). – С. 113–122.

170. Нейман, Л.А. Методика приближенного теплового расчета электромагнитного ударного привода в переходном процессе нагрева / Л.А. Нейман // Электротехника, электромеханика и электротехнологии: сб. науч. тр. / под об. ред. Панкратова В.В. – Новосибирск: НГТУ, 2014. – С. 86–93.

171. Нейман, Л.А. Оценка перегрузочной способности ударного электромагнитного привода по средней температуре перегрева в переходных режимах / Л.А. Нейман // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. – 2013. – № 6. – С. 58–61.

172. Нейман, Л.А. Приближенный метод оценки выходных показателей электромагнитного ударного привода по его средней температуре нагрева в переходных режимах / Л.А. Нейман // Электромеханика, Электротехнологии, Электротехнические материалы и компоненты (МКЭЭЭ–2014): Труды XV-ой междунар. конф., Крым,

Алушта, 21–27 сентября 2014. М.: МЭИ (ТУ), 2014. – С. 170–171.

173. Нейман, Л.А. Упрощенный расчет электромагнитного ударного привода в повторно-кратковременном режиме работы / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман, А.С. Шабанов // Электротехника. – 2014. – № 12. – С. 50–53.

174. Нейман, Л. А. Приближенный расчет повторно-кратковременного режима работы циклического электромагнитного привода / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Актуальные проблемы энергосберегающих электротехнологий (АПЭЭТ-2014): материалы III междунар. конф., Екатеринбург, 17-20 марта 2014 г. – Екатеринбург: УРФУ им. первого Президента России Б.Н. Ельцина, 2014. – С. 211–213.

175. Павленко А.В. Моделирование динамики электромагнитных механизмов, обеспечивающих минимальную конечную скорость при срабатывании / А.В. Павленко, В.П. Гринченков, Н.П. Беляев // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. – 2002. – № 4. – С. 55–59.

176. Нейман, Л.А. Управление тепловой нагрузкой линейных синхронных электромагнитных машин виброударного действия / Л.А. Нейман // Электромеханические преобразователи энергии: материалы VI междунар. науч.-техн. конф., –Томск, 9–11 окт. 2013 г. – Томск : Томский политехнический университет, 2013. – С. 73–77.

177. Татевосян, А.А. Расчет оптимальных параметров электромагнитного привода колебательного движения / А.А. Татевосян, А.С. Татевосян // Известия Томского политехнического университета. – 2014. – Т. 325. – № 4. – С. 121–132.

178. Нейман, Л.А. Динамическая модель электромагнитного привода колебательного движения для систем генерирования низкочастотных вибраций / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Доклады Академии наук высшей школы Российской Федерации. – 2015. – № 3 (28). – С. 75–87.

179. Исмагилов, Ф.Р. Математическое моделирование динамических режимов электромагнитных демпфирующих элементов / Ф.Р. Исмагилов, Р.Р. Сатаров, М.Б. Гумерова // Вестник Уфимского государственного авиационного технического университета. – 2010. – Т. 14. – № 5 (40). – С. 86–90.

180. Сатаров, Р.Р. Периодические режимы в электромагнитных вибрационных преобразователях / Р.Р. Сатаров, Ф.Р. Исмагилов // Вестник Уфимского государственного авиационного технического университета. – 2010. – Т. 14. – № 1 (36). – С. 50–55.

181. Бахвалов, Ю.А. Расчет динамики включения электромагнита постоянного тока / Ю.А. Бахвалов, Б.Н. Лобов, Г.В. Могилевский, А.Г. Никитенко // Электротех-

ника. – 1982. – № 1. – С. 48–51.

182. Нейман, Л.А. Математическая модель электромеханической системы колебательного движения с упругими связями / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Вестник Ивановского государственного энергетического университета. – 2015. – № 6. – С. 35–40.

183. Pevchev, V.P. The superexcitation and efficiency relation in a short-stroke pulsed electromagnetic motor of a seismic source / V.P. Pevchev // Journal of Mining Science. – 2010. – Vol. 46. – no. 6. – pp. 656–665.

184. Kuchankov, S.N. Nonsteady thermal conditions of electromagnetic motors in shock-type equipment / S.N. Kuchankov, T.M. Timoshenko // Journal of Mining Science. – 1998. – Vol. 34. – no. 2. – pp. 148–152.

185. Ивашин, В.В. Особенности динамики работы и энергетических диаграмм импульсного электромагнитного привода при параллельном и последовательном соединении обмоток возбуждения / В.В. Ивашин, В.П. Певчев // Электротехника. – 2013. – № 6. – С. 42–46.

186. Neiman, V.Yu. Integrated linear electromagnetic motors for pulsed technologies / V.Yu. Neiman // Russian Electrical Engineering. – 2003. – Vol. 74. – no. 9. – pp. 30–35.

187. Мошкин, В.И. Исследование режимов форсированного аккумулирования магнитной энергии в импульсных линейных электромагнитных двигателях / В.И. Мошкин, А.А. Егоров, Г.Г. Угаров // Вестник Саратовского государственного технического университета. – 2006. – Т. 1. – № 1. – С. 39–44.

188. Максимов, А.И. Оптимальные размеры стыка магнитной цепи броневоего электромагнита / А.И. Максимов // Электротехника, 1973. – № 3. – С. 56 – 57.

189. Любчик, М.А. Оптимальное проектирование силовых электромагнитных механизмов / М.А. Любчик. М.: Энергия. 1974. – 392 с.

190. Нейман, Л. А. Математическая модель динамики электромагнитного ударного узла с упругими связями / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Доклады Академии наук высшей школы Российской Федерации. – 2016. – № 2 (31). – С. 94–107.

191. Нейман, Л.А. Анализ процесса взаимодействия импульсов сил в электромагнитной ударной системе с потерями кинетической энергии [Электронный ресурс] / Л.А. Нейман // Научный альманах: электрон. науч. журн. – 2016. – № 6/2 (19). – С. 134–139.

192. Нейман, Л. А. Исследование процесса ударного взаимодействия в электромеханической системе с инерционным преобразователем [Электронный ресурс] / Л.А. Нейман // Научный альманах: электрон. науч. журн. – 2016. – № 11/2 (25). – С. 176–181.
193. Гольдсмит, В. Удар. Теория и физические свойства соударяемых тел. – М.: Стройиздат. – 1965. – 448 с.
194. Нейман, Л.А. Моделирование динамических процессов в электромагнитных преобразователях энергии для систем генерирования силовых воздействий и низкочастотных вибраций / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Известия Томского политехнического университета. Инжиниринг георесурсов. – 2015. – Т. 326. – № 4. – С. 154–162.
195. Нейман, Л.А. Моделирование процессов в электромагнитном вибрационном преобразователе с потерями энергии в магнитопроводе / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Доклады Томского государственного университета систем управления и радиоэлектроники. – 2016. – Т. 19. – № 1. – С. 73–78.
196. Зайцев, А.М. Новая серия частотно-регулируемых синхронных двигателей общего применения ОАО «НИПТИЭМ» / А.М. Зайцев, А.В. Захаров, А.С. Кобелев, О.В. Кругликов // Электротехника. – 2008. – № 9. – С. 2–10.
197. Никитенко, А.Г. О проектировании электромагнитов с заданными динамическими свойствами / А.Г. Никитенко, Ю.А. Бахвалов и др. // Электротехника. – 1998. – № 9. – С. 53–58.
198. Корсун, М.М. Об использовании граничных элементов при моделировании электромагнитных процессов с существенным влиянием вихревых токов / М.М. Корсун, И.М. Ступаков, М.Э. Рояк // Научный вестник НГТУ. – 2010. – № 2(39). – С. 101–109.
199. Павленко, А.В. Компьютерное моделирование нестационарных режимов в электромагнитных механизмах: дисс. ... д-ра техн. наук: 05.13.16. / А.В. Павленко. – Новочеркасск, 1999. – 370 с.
200. Гринченков, В.П. Метод расчета динамических характеристик электромагнитов с массивным магнитопроводом / В.П. Гринченков, Ю.К. Ершов // Известия вузов. Электромеханика. – 1989. – № 8. – С. 61–68.
201. Клименко, Интегрирование уравнений динамики электромагнитов при наличии вторичных контуров / Б.В. Клименко // Электричество. – 1984. – № 11. – С. 51–55.

202. Черных, И.В. Моделирование электротехнических устройств в MATLAB, SimPowerSystems и Simulink. – М.: ДМК Пресс; СПб.: Питер, 2008. – 288 с.
203. Верещагин, В.П. Математическая модель осевого магнитного подшипника с учётом вихревых токов / В.П. Верещагин, В.А. Каблуков // Вопросы электромеханики. Труды ВНИИЭМ. – 2011. – Т. 123. – № 4. – С. 3–8.
204. Дьяконов, В.П. Simulink: Самоучитель / В.П. Дьяконов. – М.: ДМК Пресс, 2015. – 782 с.
205. Соловейчик, Ю.Г. Конечноэлементное моделирование электродинамических процессов в линейном электромагнитном двигателе / Ю.Г. Соловейчик, М.Г. Персова, В.Ю. Нейман // Электричество. – 2004. – № 10. – С. 43–52.
206. Ушаков, В.П. Экспериментальное определение радиальных сил электромагнитного молота / В.П. Ушаков // Электрические импульсные системы. Новосибирск: ИГД СО АН СССР. 1976. – С. 29–31.
207. Польщиков, С.А. К расчету сил одностороннего магнитного притяжения некоаксиальных ферромагнитных цилиндров / С.А. Польщиков, Г.Г. Угаров // Импульсные линейные электрические машины. Новосибирск: ИГД СО АН СССР. 1991. – С. 25–29.
208. Нейман, Л.А. О точности аналитического расчета радиальных сил одностороннего магнитного притяжения цилиндрических некоаксиальных элементов магнитопровода / Л.А. Нейман // Электротехника, электромеханика и электротехнологии: сб. науч. тр. / под общ. ред. Панкратова В.В. – Новосибирск: НГТУ. – 2014. – С. 78–85.
209. Соболев, С.Н. Расчет и конструирование низковольтной электрической аппаратуры / С.Н. Соболев. М.: Высшая школа. 1972. – 264 с.
210. Лушников, Б. В. Экспресс-метод вибродиагностики силы сухого трения при вынужденных колебаниях динамических систем // Известия Самарского научного центра РАН. – 2011. – № 1–3. – С. 574–573.
211. Бидерман, В.Л. Теория механических колебаний / В.Л. Бидерман. – М.: Высшая школа, 1980. – 408 с.
212. Писаренко, Т.С. Методы определения характеристик демпфирования колебаний упругих систем / Т.С. Писаренко, В.В. Матвеев, А.П. Яковлев. – Киев: Наукова думка, 1976. – 86 с.

213. Добронравов, В.В. Курс теоретической механики / В.В. Добронравов, Н.Н. Никитин. – М.: Высшая школа, 1983 – 576 с.
214. Нейман, Л.Р. Теоретические основы электротехники / Л.Р. Нейман, К.С. Демирчан. – Л.: Энергия, Т.2. – 1967. – 407 С.
215. Нейман, Л.А. Моделирование переходных процессов в нелинейном электромагнитном преобразователе с потерями / Л.А. Нейман // Современные проблемы теории машин. – 2015. – № 3. – С. 149–153.
216. Зевеке, Г.В. Основы теории цепей / Г.В. Зевеке, П.А. Ионкин, А.В. Нетушил, С.В. Страхов. – 5-е изд., перераб. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 528 с.
217. Электротехнический справочник. Под. ред. П.Г. Грудинского и др., в 2-х т., Т. 1. 4-е изд., перераб. – М.: Энергия, 1971. – 880 с.
218. Дружинин, В.В. Магнитные свойства электротехнической стали / В.В. Дружинин. – М.: Энергия, 1974. – 240 с.
219. Нейман, Л.А. Решение задачи учета нелинейных свойств динамической модели электромагнитного привода / Л.А. Нейман, С.А. Шабанов, В.Ю. Нейман // Теория и практика современной науки: материалы XIX междунар. науч.-прак. конф. – Москва: Научно-информационный издательский центр «Институт стратегических исследований». – 2015. – С. 58–63.
220. Neiman, L.A. Investigation of non-stationary processes in a nonlinear inductor with the massive magnetic core by structured modeling methods / L.A. Neiman, V.Yu. Neiman, A.S. Shabanov // Applied Mechanics and Materials. – 2015. – Vol. 792. – С. 38–43.
221. Герман-Галкин, С.Г. Компьютерное моделирование полупроводниковых систем в MATLAB 6.0: Учебное пособие. – СПб.: КОРОНА принт, 2001. – 320 с.
222. Певчев, В.П. Составление схем замещения электромагнитных систем / А. К. Кудинов, В.П. Певчев // Электротехника. – 2012. – № 3. – С. 32–36.
223. Нейман, В.Ю. Сравнение способов форсировки импульсных линейных электромагнитных двигателей / В.Ю. Нейман, А.А. Петрова // Электротехника. – 2007. – № 9. – С. 47а–50.
224. Пановко, Я.Г. Основы прикладной теории колебаний и удара / Я.Г. Пановко. – Л.: Машиностроение, 1976. – 320 с.
225. Нейман, Л.А. Расчет динамики электромагнитного привода колебательного движения с однополупериодным выпрямителем / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман //

Вестник МЭИ. – 2016. – № 6. – С. 64–71.

226. Нейман, Л.А. Методика измерения мощности потерь в механической колебательной системе с электромагнитным возбуждением / Л.А. Нейман, Н.И. Щуров // Актуальные проблемы в машиностроении. Изд-во: Новосибирский государственный технический университет. – 2016. – № 3. – С. 247–252.

227. Нейман, Л.А. К учету аналогов механических характеристик модели электромагнитного привода колебательного движения / Л.А. Нейман, Н.И. Щуров // В сборнике: Фундаментальные проблемы науки. – 2015. – С. 43–51.

228. Нейман, Л.А. Влияние механических потерь на выходные показатели электромеханической колебательной системы с электромагнитным возбуждением / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Актуальные проблемы в машиностроении. Изд-во: НГТУ. – 2016. – № 3. – С. 234–240.

229. Нейман, Л.А. Разработка математической модели динамики многомассовой ударной колебательной системы с электромагнитным возбуждением / Л.А. Нейман, Н.И. Щуров // «Электромеханика, Электротехнологии, Электротехнические материалы и Компоненты»: труды МКЭЭЭ-2016, XVI-ой междунар. конф. 19-24 сентября 2016. – Крым, Алушта. Москва: Фирма Знак, 2016. – С.268–270.

230. Нейман, Л.А. Динамическая модель двухмассовой электромеханической системы с электромагнитным возбуждением / Л.А. Нейман, Н.И. Щуров, К.А. Обухов // Актуальные проблемы энергетики АПК: материалы VII: междунар. науч.-практ. конф. / под об. ред. В.А. Трушкина. – Саратов: Изд-во: ООО «Цент социальных агроинноваций», 2016. – С. 161–165.

231. Тимошенко, Е.М. Ручные электромагнитные перфораторы. Целесообразность разработки и производства / Е.М. Тимошенко, В.И. Попов, С.И. Кучанов // Инструментальный мир. – 2006. – №2 (15). – С. 5–10.

232. Патент № 24135345 РФ, МКИ В24D 13/00 Электромагнитная машина ударного действия / Е.М. Тимошенко, С.М. Кучанов. Опубл. 27.08.1988, Бюл. № 24.

233. Нейман, Л.А. Математическая модель динамики однокатушечной синхронной электромагнитной машины ударного действия с двухсторонним выбегом бойка / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Доклады Академии наук высшей школы Российской Федерации. – 2016. – № 3 (32). – С. 98–114.

234. Нейман, Л.А. Математическая модель динамики двухкатушечной синхронной электромагнитной машины ударного действия с пружинным реверсом бойка / Л.А. Нейман, Н.И. Щуров, К.А. Обухов // Омский научный вестник. – 2016. – № 6 (150). – С. 100–104.

235. Разработка и исследование электромагнитного молотка на энергию удара 0,2 кгм при 3000 уд/мин: отчет о НИР: рук. Н.П. Ряшенцев; исполн.: Ю.И. Кибрик [и др.]. – Новосибирск, ИГД СО АН СССР. – 1968. – 77 с.

236. Нейман, Л.А. Анализ динамических характеристик синхронной электромагнитной машины ударного действия с пружинным реверсом бойка / Л.А. Нейман, Н.И. Щуров // Актуальные проблемы в машиностроении – 2017. – Т. 4. – № 1. – С. 81–87.

237. Нейман, Л.А. Новые конструктивные решения проблемы точной синхронизации возвратно-поступательного движения бойка неуправляемой электромагнитной машины ударного действия / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Актуальные проблемы в машиностроении. – 2015. – № 2. – С. 280–285.

238. Neyman, V.Y. Dynamical model of the synchronous impact electromagnetic drive mechatronic modul / V.Y. Neyman, L.A. Neyman // 12 International forum on strategic technology (IFOST 2017): proc., Ulsan, S.Korea, May 31– June 2 2017. – Ulsan, 2017. – Vol. 1. – pp. 188–193.

239. Neyman, L.A. New linear synchronous cycle electromagnetic machines with inertial reverse / L.A. Neyman, N.I. Schurov, E.G. Langeman // 11 International forum on strategic technology (IFOST 2016): proc., Novosibirsk, 1–3 June 2016. – Novosibirsk: NSTU, 2016. – Pt. 2. – pp. 44–47.

240. Нейман, Л.А. Математическая модель динамики двухкатушечной синхронной электромагнитной машины ударного действия с инерционным реверсом бойка / Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Доклады Академии наук высшей школы Российской Федерации. – 2016. – № 4 (33). – С. 61–79.

241. Нейман, Л.А. Динамическая модель двухкатушечной синхронной электромагнитной машины ударного действия с комбинированным рабочим циклом / Л.А. Нейман // Вестник Кузбасского государственного технического университета. – 2016. – № 6 (117). – С. 97–106.

242. Нейман, Л.А. Сравнение динамики рабочих циклов двухкатушечных синхронных электромагнитных машин ударного действия со свободным выбегом бойка /

Л.А. Нейман, В.Ю. Нейман // Доклады Академии наук высшей школы Российской Федерации. – 2017. – № 1 (34). – С. 98–115.

243. Способы повышения энергетических показателей однообмоточных импульсных устройств с электромагнитным возбуждением / В.Ю. Нейман, Д.М. Евреинов, Л.А. Нейман, А.А. Скотников, Ю.Б. Смирнова // Транспорт: Наука, техника, управление. – 2010. – № 8. – С. 29–31.

244. Мошкин, В.И. Влияние импульсных линейных электромагнитных двигателей на колебания напряжения в электрической сети промышленного предприятия / В.И. Мошкин, Г.Г. Угаров // Электротехника. – 2015. – № 2. – С. 16а–21.

ПРИЛОЖЕНИЕ А

Пример расчета однокатушечной СЭМУД при ненулевых начальных условиях нагрева

Линейная синхронная электромагнитная машина (рисунок А.1) с частотой ударов бойка $n_{\text{уд}} = 1000$ уд/мин и энергией удара $A_{\text{уд}} = 16$ Дж получает питание от источника промышленной частоты с длительностью импульсов тока $t_p = 0,013$ с.

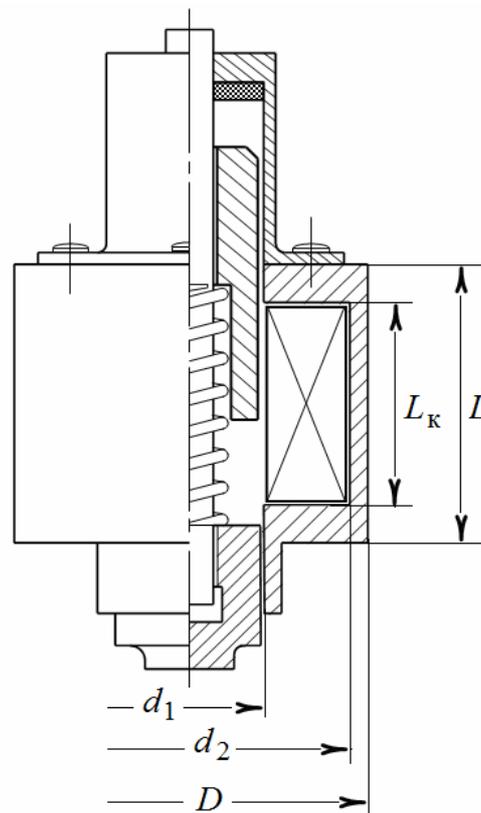


Рисунок А.1 – Линейная синхронная электромагнитная машина ударного действия

Коэффициент полезного действия электромагнитной машины $\eta = 0,35$.

Температура окружающей среды $\vartheta_0 = 35^\circ\text{C}$. Допустимая по условиям нагрева температура элементов СЭМУД составляет $\vartheta_{\text{доп}} = 150^\circ\text{C}$. Охлаждение осуществляется только с внешней цилиндрической поверхности с коэффициентом теплоотдачи $k_T = 12$ Вт/(м² · К).

Электромагнитная машина имеет цилиндрическую катушку, обмотка которой намотана медным проводником круглого сечения с коэффициентом заполнения $k_3 = 0,65$; внутренний диаметр катушки $d_1 = 50$ мм, наружный диаметр катушки $d_2 = 100$ мм, длина катушки $L_k = 65$ мм. Диаметр и длина охлаждающей поверхности $D = 110$ мм, $L = 85$ мм. Масса электропривода в сборе $m_{ЭМ} = 6,3$ кг.

Требуется определить допустимое по условиям нагрева максимальное количество рабочих циклов (ударов) и продолжительность времени работы однокатушечной СЭМУД, если в начальный момент времени температура его элементов составляет $\vartheta_{нач} = 120^\circ C$.

Решение:

Необходимо сразу учесть, что температура нагрева СЭМУД при включении превышает температуру окружающей среды.

1. Начальное превышение температуры по отношению к температуре окружающей среды

$$\tau_0 = \vartheta_{нач} - \vartheta_0 = 120^\circ - 35^\circ = 85^\circ C.$$

2. Допустимое значение перегрева в рабочем цикле

$$\tau_{доп} = \vartheta_{доп} - \vartheta_0 = 150^\circ - 35^\circ = 115^\circ C.$$

3. Площадь охлаждения внешней цилиндрической поверхности

$$S_{\Pi} = \pi D L = \pi \cdot 0,11 \cdot 0,085 = 2,94 \cdot 10^{-2} \text{ м}^2.$$

4. Объем и масса меди катушки

$$V_M = \frac{\pi}{4} (d_2^2 - d_1^2) L_k = \frac{\pi}{4} (0,1^2 - 0,05^2) \cdot 0,065 = 3,83 \cdot 10^{-4} \text{ м}^3;$$

$$m_M = \gamma_M V_M k_3 = 8900 \cdot 3,83 \cdot 10^{-4} \cdot 0,65 = 2,22 \text{ кг}.$$

5. Масса стальных элементов конструкции электропривода

$$m_{ст} = m_{ЭМ} - m_M = 6,3 - 2,22 = 4,08 \text{ кг}.$$

6. Постоянная времени нагрева СЭМУД

$$T_0 = \frac{c_M m_M + \beta_T c_{ст} m_{ст}}{k_T S_{\Pi}} = \frac{390 \cdot 2,22 + 0,275 \cdot 470 \cdot 4,08}{12 \cdot 2,94 \cdot 10^{-2}} = 3,95 \cdot 10^3 \text{ с}.$$

где $\beta_T = 0,275$ – коэффициент, учитывающий степень передачи тепла от катушки к стали для бескаркасных бандажированных катушек [114]; $c_M = 390 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$; $c_{ст} = 470 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$ – теплоемкость меди и стали, соответственно.

7. Длительность времени рабочего цикла электромагнитной машины

$$t_{ц} = \frac{60}{n_{уд}} = \frac{60}{1000} = 0,06 \text{ с}.$$

8. Полагая, что время одного рабочего цикла намного меньше постоянной времени нагрева ($t_{ц} \ll 3,95 \cdot 10^3 \text{ с}$), допустимое количество произведенных СЭМУД последовательных рабочих циклов определится по выражению

$$n_{\max} = \frac{T_0}{t_{ц}} \ln \left\{ \left[1 - k_P \frac{t_p}{t_{ц}} \right]^{-1} \cdot \left[\varepsilon_{\tau} - k_P \frac{t_p}{t_{ц}} \right] \right\} =$$

$$= \frac{3,95 \cdot 10^3}{0,06} \ln \left\{ \left[1 - 56,3 \frac{0,013}{0,06} \right]^{-1} \left[0,739 - 56,3 \frac{0,013}{0,06} \right] \right\} = 1514 \text{ уд},$$

$$\text{где } k_P = \frac{A_{уд}(1-\eta)}{t_p \eta k_T (\vartheta_{доп} - \vartheta_0) S_{п}} = \frac{16(1-0,35)}{0,013 \cdot 0,35 \cdot 12 \cdot (150^{\circ} - 35^{\circ}) \cdot 2,94 \cdot 10^{-2}} = 56,3,$$

$$\varepsilon_{\tau} = \frac{\tau_0}{\tau_{доп}} = \frac{85^{\circ}}{115^{\circ}} = 0,739.$$

9. Максимальная продолжительность времени работы СЭМУД составит

$$t_{\max} = t_{ц} n_{\max} = 0,06 \cdot 1514 = 90,84 \text{ с}.$$

ПРИЛОЖЕНИЕ Б

Пример расчета регулировочной характеристики двухкатушечной СЭМУД

В двухкатушечной СЭМУД (рисунок Б.1) возвратно-поступательное движение бойка осуществляется под действием электромагнитных сил катушек прямого и обратного хода, получающих питание по однополупериодной схеме выпрямления от источника промышленной частоты 50 Гц ($n_{уд} = 3000$ уд/мин) с длительностью импульсов тока $t_p = 0,012$ с.

СЭМУД имеет две одинаковые цилиндрические катушки, намотанные круглым проводником с коэффициентом заполнения $k_3 = 0,6$, внутренний диаметр катушки $d_1 = 30$ мм, наружный диаметр – $d_2 = 75$ мм, длина катушки $L_k = 42$ мм. Диаметр и длина внешней цилиндрической поверхности магнитопровода $D = 84$ мм, $L = 100$ мм. Масса электромагнитной машины в сборе $m_{ЭМ} = 3,76$ кг. Коэффициент полезного действия электромагнитной машины $\eta = 0,32$.

Температура окружающего воздуха $\vartheta_0 = 30^\circ C$. Допустимая по условиям нагрева температура элементов СЭМУД составляет $\vartheta_{доп} = 125^\circ C$. Охлаждение осуществляется только с внешней поверхности магнитопровода с коэффициентом теплоотдачи $k_T = 12$ Вт/(м² · К).

Требуется построить регулировочную характеристику допустимой из нагрева энергии удара $A_{уд}$ в заданном диапазоне произведенных рабочих циклов (ударов) $n_{max} = 2300 \dots 4800$, учитывая, что при каждом включении СЭМУД начальная температура его элементов превышает температуру окружающей среды и составляет $\vartheta_{нач} = 95^\circ C$.

Решение:

1. Превышение температуры элементов электромагнитной машины по отношению к температуре окружающей среды

$$\tau_0 = \vartheta_{нач} - \vartheta = 95^\circ - 30^\circ = 65^\circ C.$$

2. Допустимое значение перегрева в рабочем цикле

$$\tau_{\text{доп}} = \vartheta_{\text{нач}} - \vartheta_0 = 125^\circ - 30^\circ = 95^\circ \text{C}.$$

3. Площадь охлаждения внешней цилиндрической поверхности, приходящаяся на одну катушку

$$S_{\text{II}} = \frac{1}{2} \pi D L = 0,5 \cdot 0,084 \cdot 0,1 = 1,32 \cdot 10^{-2} \text{ м}^2.$$

4. Объем, занимаемый катушкой, и масса меди катушки

$$V_{\text{к}} = \frac{\pi}{4} (d_2^2 - d_1^2) L_{\text{к}} = \frac{\pi}{4} \cdot (0,075^2 - 0,03^2) \cdot 0,042 = 1,56 \cdot 10^{-4} \text{ м}^3;$$

$$m_{\text{М}} = \gamma_{\text{М}} V_{\text{к}} k_3 = 8900 \cdot 1,56 \cdot 10^{-4} \cdot 0,6 = 0,83 \text{ кг},$$

где $\gamma_{\text{М}} = 8900 \text{ кг/м}^3$ – удельная плотность меди.

5. Масса стальных элементов конструкции СЭМУД

$$m_{\text{СТ}} = m_{\text{ЭМ}} - 2m_{\text{М}} = 3,76 - 2 \cdot 0,83 = 2,1 \text{ кг}.$$

6. Постоянная времени нагрева. Воспользуемся приближенным выражением

$$T_0 = \frac{c_{\text{М}} m_{\text{М}} + \beta_{\text{T}} c_{\text{СТ}} \frac{m_{\text{СТ}}}{2}}{k_{\text{T}} S_{\text{II}}} = \frac{390 \cdot 0,83 + 0,275 \cdot 470 \cdot \frac{2,1}{2}}{12 \cdot 1,32 \cdot 10^{-2}} = 2,9 \cdot 10^3 \text{ с},$$

где $\beta_{\text{T}} = 0,275$ – коэффициент, учитывающий степень передачи тепла от катушки к стали для бескаркасных бандажированных катушек; $c_{\text{М}} = 390 \text{ Дж/(кг} \cdot \text{К)}$; $c_{\text{СТ}} = 470 \text{ Дж/(кг} \cdot \text{К)}$ – теплоёмкость меди и стали соответственно.

7. Относительное превышение температуры перегрева

$$\varepsilon_{\tau} = \frac{\tau_0}{\tau_{\text{доп}}} = \frac{65^\circ}{95^\circ} = 0,684.$$

8. Длительность времени рабочего цикла

$$t_{\text{ц}} = \frac{60}{n_{\text{уд}}} = \frac{60}{3000} = 0,02 \text{ с}.$$

9. Полагая, что длительность времени рабочего цикла намного меньше постоянной времени нагрева ($t_{\text{ц}} \ll 2,9 \cdot 10^3 \text{ с}$), расчет выполним по упрощенной формуле

(3.30). Максимальная ошибка в расчетах при $\frac{t_{\text{ц}}}{T_0} n_{\text{max}} = \frac{0,02}{2,9 \cdot 10^3} \cdot 4800 = 0,033$, что

составит менее 4%.

10. Принимая во внимание, что разгон ударной массы осуществляется за счет действия электромагнитных сил обеих катушек, допустимая энергия удара в заданном диапазоне произведенных рабочих циклов определится по выражению

$$A_{\text{уд max}}(n_{\text{max}}) = \frac{2\eta k_T \tau_{\text{доп}} S_{\text{п}}}{1-\eta} \cdot \frac{\left[1 - \varepsilon_{\tau} \left(1 - \frac{t_{\text{ц}}}{T_0} n_{\text{max}}\right)\right] T_0}{n_{\text{max}}} =$$

$$= 14,16 \cdot \left[1 - 0,684 \cdot \left(1 - 6,9 \cdot 10^{-6} n_{\text{max}}\right)\right] \cdot \frac{2,9 \cdot 10^3}{n_{\text{max}}}.$$

Регулировочная характеристика допустимой энергии удара в заданном диапазоне произведенных рабочих циклов (ударов) для кратковременного режима работы СЭМУД приведена на рисунке Б.2.

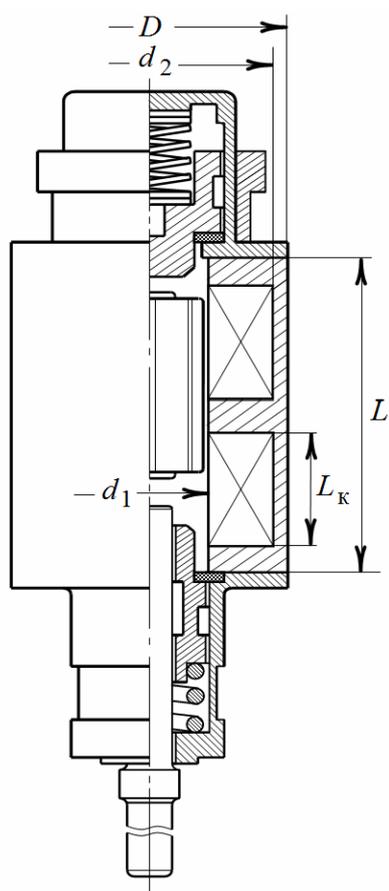


Рисунок Б.1 – Двухкатушечная СЭМУД

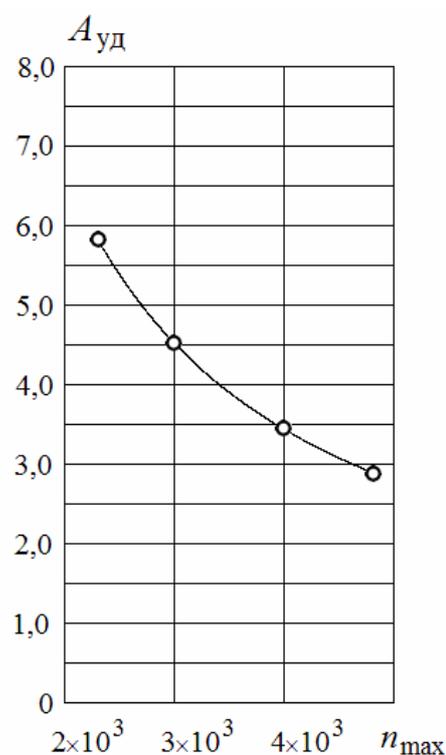


Рисунок Б.2 – Регулировочная характеристика СЭМУД

ПРИЛОЖЕНИЕ В

Пример приближенного расчета циклической электромагнитной машины по значению среднего перегрева

Линейная циклическая электромагнитная машина ударного действия (рисунок В.1) с частотой удара $n_{уд} = 300$ уд/мин и энергией удара $A_{уд} = 20$ Дж получает питание от импульсного источника питания промышленной частоты с длительностью импульсов тока $t_p = 0,018$ с.

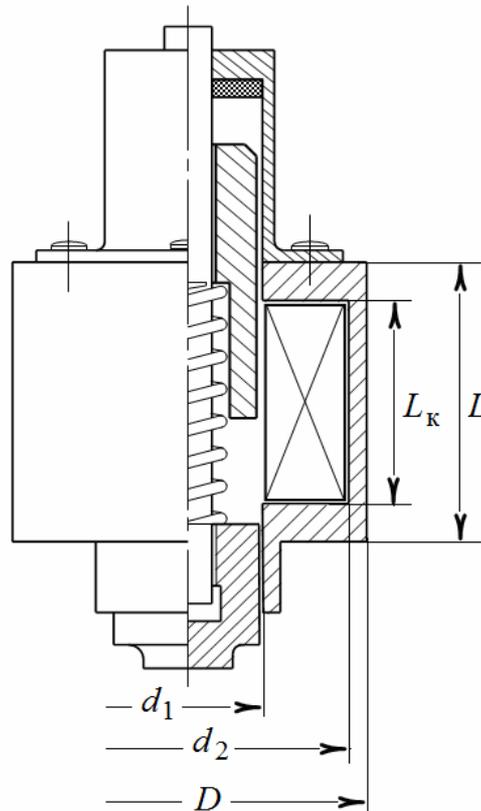


Рисунок В.1 – Циклическая электромагнитная машина ударного действия

Коэффициент полезного действия циклической машины составляет $\eta = 0,35$.

Из условия допустимого нагрева относительно среднего значения температуры в переходном процессе требуется установить количество произведенных рабочих циклов и длительность работы машины, если температура окружающего воздуха

$\vartheta_0 = 35^\circ \text{C}$. Допустимая по условиям нагрева температура составляет $\vartheta_{\text{доп}} = 100^\circ \text{C}$. Охлаждение осуществляется с внешней цилиндрической поверхности с коэффициентом теплоотдачи $k_T = 10 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

Электромагнитная машина имеет цилиндрическую катушку с коэффициентом заполнения $k_3 = 0,65$. Внутренний диаметр катушки $d_1 = 50 \text{ мм}$, наружный диаметр катушки $d_2 = 100 \text{ мм}$, длина катушки $L_K = 65 \text{ мм}$. Диаметр и длина охлаждающей поверхности $D = 110 \text{ мм}$, $L = 85 \text{ мм}$. Масса электромагнитной машины в сборе $m_{\text{ЭМ}} = 6,3 \text{ кг}$.

Требуется определить допустимое по условиям нагрева максимальное количество рабочих циклов (ударов) и максимальную продолжительность времени работы.

Решение

Начальная температура элементов электромагнитной машины не превышает температуру окружающей среды, следовательно, работа осуществляется при нулевых начальных условиях.

1. Допустимое значение перегрева в рабочем цикле

$$\tau_{\text{доп}} = \vartheta_{\text{доп}} - \vartheta_0 = 100^\circ - 35^\circ = 65^\circ \text{C}.$$

2. Площадь охлаждения внешней цилиндрической поверхности

$$S_{\text{П}} = \pi D L = \pi \cdot 0,11 \cdot 0,085 = 2,94 \cdot 10^{-2} \text{ м}^2;$$

– объем и масса меди катушки

$$V_K = \frac{\pi}{4} (d_2^2 - d_1^2) L_K = \frac{\pi}{4} (0,1^2 - 0,05^2) \cdot 0,065 = 3,83 \cdot 10^{-4} \text{ м}^3,$$

$$m_M = \gamma_M V_K k_3 = 8900 \cdot 3,83 \cdot 10^{-4} \cdot 0,65 = 2,22 \text{ кг};$$

– масса стальных элементов

$$m_{\text{СТ}} = m_{\text{ЭМ}} - m_M = 6,3 - 2,22 = 4,08 \text{ кг}.$$

3. Постоянная времени нагрева с учетом передачи тепла от катушки к стали

$$T_0 = \frac{c_M m_M + \beta_T c_{\text{СТ}} m_{\text{СТ}}}{k_T S_{\text{П}}} = \frac{390 \cdot 2,22 + 0,275 \cdot 470 \cdot 4,08}{12 \cdot 2,94 \cdot 10^{-2}} = 3,95 \cdot 10^3 \text{ с},$$

где $\beta_T = 0,275$ – коэффициент, учитывающий степень передачи тепла от катушки к

стали для бескаркасных бандажированных катушек; $c_M = 390 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$; $c_{ст} = 470 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$ – теплоемкость меди и стали соответственно.

4. Длительность времени рабочего цикла

$$t_{ц} = \frac{60}{n_{уд}} = \frac{60}{300} = 0,2 \text{ с}.$$

Длительность паузы $t_{п} = t_{ц} - t_{р} = 0,2 - 0,018 = 0,182 \text{ с}$.

5. Полагая, что время одного рабочего цикла намного меньше постоянной времени нагрева ($t_{ц} = 3,95 \cdot 10^3 \text{ с}$), допустимое количество произведенных СЭМУД последовательных рабочих циклов определится по выражению (3.38)

$$\begin{aligned} \bar{n}_{\max} &= \frac{T_0}{t_{ц}} \ln \left(1 - \frac{1}{k_p} \cdot \frac{t_{ц}}{t_p \left(1 - \frac{t_{п}}{2T_0} \right)} \right)^{-1} = \\ &= \frac{3,95 \cdot 10^3}{0,2} \ln \left(1 - \frac{1}{108} \cdot 11,11 \right)^{-1} = 2150 \text{ цикл}, \end{aligned}$$

$$\text{где } k_p = \frac{A_{уд}(1-\eta)}{t_p \eta k_T (\vartheta_{доп} - \vartheta_0) S_{п}} = \frac{20(1-0,35)}{0,018 \cdot 0,35 \cdot 10 \cdot (100^{\circ} - 35^{\circ}) \cdot 2,94 \cdot 10^{-2}} = 108.$$

6. Максимальная продолжительность времени работы циклической машины

$$t_{\max} = t_{ц} \cdot \bar{n}_{\max} = 0,2 \cdot 2150 = 430 \text{ с}.$$

ПРИЛОЖЕНИЕ Г**Акты внедрения научных результатов диссертации**

УТВЕРЖДАЮ

Генеральный директор
ЗАО «ЭРАСИБ»

В.А. Клан
« 05 » 12 2017 г.

АКТ

об использовании результатов докторской диссертации Л.А. Нейман
на тему: «Линейные синхронные электромагнитные машины для
низкочастотных ударных технологий» в производственной деятельности
ЗАО «ЭРАСИБ»

Настоящий акт удостоверяет, что результаты диссертационного исследования, выполненные Нейман Людмилой Андреевной в ФГБОУ ВО «Новосибирский государственный технический университет», использованы ЗАО «ЭРАСИБ» (г. Новосибирск) при модернизации силовой установки виброплатформы для испытаний изделий на вибрации, выполненной на базе асинхронного электропривода.

В частности, ЗАО «ЭРАСИБ» произведена замена силовой установки на линейную синхронную электромагнитную машину вибрационно-ударного действия с регулируемой амплитудой механических колебаний и энергией удара.

Использование вибрационно-ударного метода позволят более качественно воспроизвести режимы испытаний изделий на стойкость к вибрационным возмущениям, а также упрощает кинематическую схему и повышает надежность силовой части виброплатформы.

Заместитель генерального директора
ЗАО «ЭРАСИБ» по техническим вопросам



Л.А. Горев



УТВЕРЖДАЮ

Директор ИГД СО РАН, к.т.н.

А.С. Кондратенко

« 24 » 01 2018 г.

АКТ

об использовании результатов диссертационной работы
Нейман Людмилы Андреевны

Результаты диссертационной работы Нейман Л.А. на тему: «Линейные синхронные электромагнитные машины для низкочастотных ударных технологий», представленной на соискание учёной степени доктора технических наук, в которой решаются задачи по созданию и совершенствованию низкочастотных электромагнитных машин ударного действия, использованы в ИГД СО РАН при проведении НИОКР в рамках выполнения хоздоговорной работы № 84-548 от 10.01.2017г. по теме: «Разработка и испытания опытного образца электромагнитного возбудителя для скважинного виброисточника, предназначенного для работы в глубоких нефтяных и газовых скважинах» при разработке импульсного линейного электромагнитного привода для погружного виброисточника, в виде:

- методики рационального выбора конструкции линейного электромагнитного двигателя (ЛЭМД) на основе анализа статических тяговых характеристик, полученных методами конечно-элементного моделирования магнитного поля;
- методики приближенного расчета рабочих характеристик ЛЭМД из условия допустимого нагрева.

Использование результатов диссертационного исследования Нейман Л.А. позволяет сократить время проектно-конструкторских работ и повысить точность расчетов.

Заведующий лабораторией силовых
электромагнитных импульсных
систем ИГД СО РАН, д.т.н.

 Б.Ф. Симонов

УТВЕРЖДАЮ

Первый проректор НГТУ

д.т.н., профессор

Г.И. Расторгуев



декабре 2017 г.

АКТ

об использовании в учебном процессе результатов диссертационного исследования
на соискание ученой степени доктора технических наук
Нейман Людмилы Андреевны

Комиссия в составе:

председатель – Вильбергер М.Е., к.т.н., доцент, декан ФМА;

члены комиссии – Бирюков В.В., к.т.н., доцент, председатель методической комиссии;

– Щуров Н.И., д.т.н., профессор, зав. каф. ЭТК,

составили настоящий акт о том, что результаты диссертационной работы Нейман Л.А. «Линейные синхронные электромагнитные машины для низкочастотных ударных технологий» используются в учебном процессе на факультете мехатроники и автоматизации (ФМА) Новосибирского государственного технического университета при реализации основных образовательных программ направления 13.03.02 «Электроэнергетика и электротехника» специализация «Электротехника, электромеханика и электротехнологии», квалификация – бакалавр; направления 15.03.04 «Автоматизация технологических процессов и производств» специализация «Автоматизация технологических процессов и производств в нефтегазовом комплексе», квалификация – бакалавр:

1. при проведении различных видов учебных занятий по дисциплине «Электрические и электронные аппараты»;

2. при выполнении курсовых работ и выпускных квалификационных работ бакалавров по направлению подготовки 13.03.02 «Электроэнергетика и электротехника» и магистрантов по направлению подготовки 13.04.02 «Электроэнергетика и электротехника»;

3. в научно-исследовательской работе студентов факультета мехатроники и автоматизации;

4. при подготовке кадров высшей квалификации по научной специальности 05.09.01 – Электромеханика и электрические аппараты.

Для сопровождения учебного процесса использовались созданные при непосредственном участии автора математические модели, алгоритмы, методики и программы расчета электромеханических преобразователей энергии электромагнитного типа, применяемых для привода коммутационной аппаратуры.

Председатель комиссии

к.т.н., доцент Вильбергер М.Е.

Члены комиссии:

к.т.н., доцент Бирюков В.В.

д.т.н., профессор Щуров Н.И.