

Міновії)

Министерство транспорта Украины
Харьковская государственная академия железнодорожного
транспорта

На правах рукописи

ГУСЕВСКИЙ Юрий Ильич

УДК 629.424.4: 621.335-833

НАУЧНЫЕ ОСНОВЫ СОЗДАНИЯ ЭФФЕКТИВНЫХ СИСТЕМ ТЯГОВОГО
ЭЛЕКТРОПРИВОДА С ТИРИСТОРНЫМИ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯМИ ДЛЯ
АВТОНОМНЫХ ЛОКОМОТИВОВ

Специальность 05.22.07 – подвижной состав железных
дорог и тяга поездов

Диссертация на соискание ученой
степени доктора технических наук

Научный консультант:

ПАНАСЕНКО Николай Васильевич,
доктор технических наук, профессор

Харьков – 1998 г.

СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	7
РАЗДЕЛ 1 Современное состояние и перспективы развития тепловозных электропередач	16
1.1 Современное состояние и предпосылки для совершенствования систем ТЭП автономных локомотивов	16
1.2 Классификация тепловозных систем ТЭП	21
1.3 Выбор показателей и метода оценки эффективности ТЭП .	29
Выводы по РАЗДЕЛУ 1	39
РАЗДЕЛ 2 Совершенствование тяговых электропередач автономных локомотивов на базе управляемых выпрямителей	40
2.1 Система собственных нужд с самовозбуждением генератора энергоснабжения	40
2.2 Инвариантное управление УВ в условиях изменяющихся напряжения и частоты источника питания	52
2.3 Совершенствование тягового электропривода переменного-постоянного тока	63
2.4 Математическое описание тягового тиристорного электропривода переменного-постоянного тока	71
2.5 Исследование электромагнитных процессов в тиристорном электроприводе переменного-постоянного тока на имитационной модели	88
2.6 Регулировочные характеристики гибридных тиристорных выпрямителей	106
Выводы по РАЗДЕЛУ 2	131
РАЗДЕЛ 3 Тепловозные электропередачи с автономными инверторами напряжения и трехфазными электродвигателями	134
3.1 Исследование границ статической устойчивости асинхронного тягового электропривода тепловоза	134

3.2	Компенсация избыточной реактивной энергии нагруз- ки АИН в устройствах тягового электропривода	139
3.3	Расчет фазных токов трехфазного инвертора методом двух составляющих для случая $2\pi/3 < \theta_t < \pi$	144
3.4	Автономные инверторы напряжения	162
3.5	Методы формирования сигналов обратной связи в системе асинхронного электропривода с АИН	171
3.6	Результаты экспериментальных исследований асинхронного тягового электропривода на макетном образце тепловоза ТЭ120	187
	Выводы по РАЗДЕЛУ 3	199
РАЗДЕЛ 4	Перспективы применения двухфазных асинхронных элек- тродвигателей в тяговом электроприводе тепловозов _____	202
4.1	Анализ временных гармоник магнитного поля в воздушном зазоре многофазных асинхронных машин.....	202
4.2	Синтез оптимальной формы фазного напряжения для асинхронной машины произвольной фазности	213
4.3	Расчет фазных токов двухфазной системы "автономный инвертор напряжения-асинхронный электродвигатель" _____	232
4.4	Выбор рациональной структуры тяговых преобразователей	239
4.5	Распределение магнитного потока в воздушном зазоре АД при несинусоидальном питании	244
	Выводы по РАЗДЕЛУ 5	250
РАЗДЕЛ 5	Аварийные режимы и защита системы "синхронный генератор - неуправляемый выпрямитель"	252
5.1	Состояние проблемы и задачи исследования	252
5.2	Исследование электромагнитных процессов системы с двумя выпрямительными мостами	256
5.3	Исследование электромагнитных процессов в схеме	

защиты, основанной на сравнении выходных напряжений двух мостов	267
5.4 Практическая реализация и результаты испытаний устройств защиты тягового блока	276
Выводы по РАЗДЕЛУ 5	289
РАЗДЕЛ 6 Аварийные режимы и защита тягового блока АИН-АД	289
6.1 Анализ возможных аварийных режимов и устройств защиты блока АИН-АД и разработка концепции многоступенчатых защит	289
6.2 Методы расчета электромагнитных процессов в тяговых инверторах в аварийных режимах	301
6.3 Совершенствование безударной защиты мостового тиристорного инвертора напряжения	309
6.4 Принципы построения логических защит предупредительного типа	317
6.5 Датчики состояния тиристорных плеч тяговых преобразователей	330
Выводы по РАЗДЕЛУ 6	334
РАЗДЕЛ 7 Автоматическое регулирование систем ТЭП с АД и тиристорными преобразователями	338
7.1 Регулирование ТЭП в режимах тяги и торможения	338
7.2 Исследование и корректировка структуры РЧ с учетом насыщения магнитной цепи тяговых АД	354
7.3 Особенности регулирования автономного ТЭП с отдельным питанием тяговых АД	366
7.4 Перспективы микропроцессорной реализации систем автоматического регулирования тепловозных электропередач	375
Выводы по РАЗДЕЛУ 7	380
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	382

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ	388
ПРИЛОЖЕНИЕ А. Параметры тягового электрооборудования и результаты имитационного моделирования тепловозной электропередачи переменного тока с тиристорными преобразователями	417
ПРИЛОЖЕНИЕ Б. Документы, подтверждающие внедрение представленных в диссертации разработок	433

ПЕРЕЧЕНЬ УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИИ

АД	- асинхронный электродвигатель;
АИН	- автономный инвертор напряжения;
В	- выпрямительная установка;
Г	- генератор постоянного тока;
ИМ	- имитационное моделирование;
КОП	- коммутатор ослабления поля;
КПД	- коэффициент полезного действия;
МДС	- магнитодвижущая сила;
МПСУ	- микропроцессорная система управления;
НПЧ	- преобразователь частоты с непосредственной связью;
ОВ	- обмотка возбуждения;
ПЧ	- преобразователь частоты;
РВ	- регулятор возбуждения;
РЧ	- регулятор частоты;
САР	- система автоматического регулирования;
СТ	- тяговый синхронный генератор;
СГЭ	- синхронный генератор энергоснабжения;
СД	- синхронный электродвигатель;
СДУ	- система дифференциальных уравнений;
СИФУ	- система импульсно - фазового управления;
ТАД	- тяговый асинхронный электродвигатель;
ТЭД	- тяговый электродвигатель постоянного тока;
ТЭП	- тяговый электропривод;
УВ	- управляемый выпрямитель;
УЗ	- узел заряда;
Ф	- фильтр;
ЭДС	- электродвижущая сила;

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы диссертации. Основной вид железнодорожной тяги на неэлектрифицированных участках железных дорог Украины – тепловозная. По данным 1994 года приписной парк железных дорог Украины составлял около 2200 единиц магистральных тепловозов различного назначения и мощности. Из них наиболее массовыми являются тепловозы: 2ТЭ10 С424 ед.), 2ТЭ116 (588 ед.), М62 (536 ед), ТЭП60 (231ед.). Маневровая работа на железнодорожных станциях также выполняется тепловозами. Парк маневровых тепловозов на Украине насчитывает более 2100 единиц. В основном, это тепловозы типа ЧМЭЗ различных модификаций. Видно, что за два последних десятилетия тепловозы не претерпели серьезных технических усовершенствований и характеризуются устаревшими показателями практически по всем технологическим и эксплуатационным параметрам. Поэтому в условиях старения локомотивного парка, ограниченности финансовых, производственных и трудовых ресурсов весьма актуальной становится проблема повышения эффективности автономных локомотивов. Это подтверждается принятыми Министерством транспорта Украины и Укрзалізницею решениями, которые отражены в документе "Концепція та програма реструктуризації на залізничному транспорті України". Что касается автономных локомотивов, то в ближайшее время намечено списать отработавшие свой ресурс и морально устаревшие тепловозы типа ТЭП60, 2ТЭ10Л, а также обновить локомотивный парк Украины новыми магистральными пассажирскими, маневровыми тепловозами и дизельпоездами. В тепловозах нового поколения, разработанных ведущими зарубежными фирмами, на основании предшествующих научно-исследовательских работ применены новые технические решения в конструкции локомотивов. В первую очередь, это касается широкого внедрения тяговых асинхронных электродвигателей (АД), что позволило существенно повысить

надежность, коэффициент тяги и производительность локомотивов, улучшить их статические и динамические характеристики, снизить текущие затраты на эксплуатацию и ремонт. Современные тенденции развития локомотивостроения заключаются в повсеместном внедрении систем асинхронного тягового электропривода (ТЭП), что подтверждается успешным опытом эксплуатации нескольких тысяч локомотивов. Это говорит о том, что решение проблемы совершенствования отечественных автономных локомотивов невозможно без создания более прогрессивных систем ТЭП и повышения их эффективности. Для решения этой важной народнохозяйственной проблемы созданы благоприятные предпосылки, базирующиеся на достижениях современной преобразовательной техники и электроники. Применение тиристорных преобразователей электроэнергии в системах автономного ТЭП является качественно новым и перспективным направлением совершенствования отечественных автономных локомотивов. Их использование придает ТЭП новые интегративные (системные) свойства. В то же время, проблема создания таких, более совершенных систем автономного ТЭП сопряжена с необходимостью решения новых сложных и нетрадиционных для современного локомотивостроения задач, связанных с малой изученностью электроэнергетических процессов в силовых цепях автономных локомотивов, недостаточной обоснованностью принимаемых технических решений, необходимостью обеспечения условий электромагнитной совместимости тяговых преобразователей с источником питания и тяговыми электродвигателями, оптимизацией режимов работы и повышением надежности силового тягового электрооборудования. В связи с возросшими требованиями к качеству современных автономных локомотивов и с учетом необходимости всемерной экономии топливно-энергетических ресурсов и дефицитных электротехнических материалов в представленной работе выполнены исследования, направленные на решение важной прикладной научной проблемы создания методов и средств для эффек-

тивного управления электроэнергетическими процессами в системах автономного ТЭП с тиристорными преобразователями.

Связь работы с научными программами, планами, темами.

Работа выполнялась в соответствии с Целевой комплексной программой развития транспортного комплекса Украины "Транспорт", по бюджетным темам Министерства транспорта Украины с тема: "Разработка, макетирование и исследование рациональных структур асинхронного тягового электропривода для перспективного электроподвижного состава"), по заказам Укрзалізниці (тема: "Проведення досліджень, розробка конструкторської документації, та доводка стенду електричної передачі дизель-поїзду з двофазними асинхронними тяговими двигунами") и т. д.

Цель и задачи исследования.

Цель работы заключается в решении научно-технической проблемы повышения эффективности систем ТЭП путем расширения их функциональных возможностей и повышения управляемости за счет включения в силовые схемы тяговых электропередач тиристорных преобразователей, более полного учета ограничений, накладываемых спецификой автономных локомотивов, а также в уточнении закономерностей протекания электроэнергетических процессов и в разработке методов и средств управления тяговым электрооборудованием и ТЭП в целом.

Для достижения указанной цели необходимо решить ряд следующих взаимосвязанных задач:

- синтез и исследование эффективных структур автономного ТЭП с тиристорными преобразователями:
- совершенствование схемотехники и режимов работы силовых преобразователей с учетом специфики автономных локомотивов и динамики развития новых изделий силовой и слаботочной электроники:
- анализ возможных аварийных состояний в ТЭП и синтез эффективных средств защиты основного тягового электрооборудования:

- повышение качества систем автоматического управления и регулирования ТЭП, совершенствование элементов автоматики:
- разработка более совершенных методов анализа, синтеза, расчета и экспериментальных исследований элементов и систем автономного ТЭП в целом:
- разработка мероприятий, способствующих компоновке вновь создаваемого тягового электрооборудования в ограниченном пространстве кузова локомотива.

Методика исследования.

Объектом исследования являются перспективные системы тягового электропривода автономного локомотива, а предметом исследований – основное и вспомогательное тяговое электрооборудование.

При проведении исследований использованы методологические основы исследований эффективности технических систем, включая методы системного анализа. Теоретические исследования базируются на теории дифференциальных и интегральных уравнений, методах численного и гармонического анализа, теории матриц. Исследования электроэнергетических процессов в тиристорных преобразователях ТЭП переменного-постоянного тока выполнены методом имитационного моделирования сложных логико-дифференциальных систем, экспериментальные исследования проведены на натуральных стендах и на реальных объектах.

Достоверность полученных в диссертации научных результатов подтверждается корректностью принятых допущений, строгостью теоретического анализа, устойчивой сходимостью результатов аналитических и экспериментальных исследований (погрешность результатов в статических режимах не превосходит 5%, в динамических режимах – не более 15%).

Научная новизна полученных результатов:

Научная новизна заключается в получении новых научно-обоснованных результатов в области подвижного состава железных дорог

и тяги поездов, которые являются основой для решения важной научно-практической проблемы создания эффективных систем ТЭП с тиристорными преобразователями для автономных локомотивов:

- разработан и теоретически обоснован метод синтеза инвариантных систем фазо-импульсного управления (СИФУ) управляемыми выпрямителями СУЮ при изменяющемся напряжении и частоте источника питания, что связано с регулированием частоты вращения тягового синхронного генератора (СТ): при использовании известных методов синтеза невозможно построить систему фазового управления с предельным быстродействием и со стабилизацией коэффициента передачи блоков УВ-СИФУ в указанных условиях:
- выполнен теоретический анализ режимов работы гибридного УВ, который состоит из двух последовательно включенных трехфазных нулевых схем и питается соответственно от двух трехфазных источников с произвольным фазовым сдвигом между ними: дано математическое описание регулировочных характеристик и передаточных коэффициентов гибридного УВ, работающего в полуправляемом и управляемом режимах: до настоящего времени указанные УВ исследованы только в режиме симметричного управления и при фиксированном фазовом сдвиге $\pi/6$ между двумя источниками питания:
- выполнен теоретический анализ и установлена закономерность изменения границы статической устойчивости ТЭП с тяговыми АД от вида реальной экономической характеристики первичного двигателя при работе автономного локомотива в режимах полной и неполной мощности: полученные в результате анализа расчетные формулы дают возможность уже на этапе проектирования ТЭП правильно выбрать параметры основного тягового электрооборудования и механической передачи локомотива:
- выполнено теоретическое обоснование целесообразности применения на перспективных автономных локомотивах систем ТЭП с двухфазны-

ми блоками АИН-АД; эти выводы базируются на результатах анализа временных гармоник магнитного потока в воздушном зазоре АД (при $m > 2$) и анализа электроэнергетических процессов, показавшие возможность упрощения силовой схемы ТЭП и снижения примерно в 2 раза добавочных потерь в АД при несинусоидальном питании питания: даны способы технической реализации таких систем и разработаны аналитические методы расчета фазных токов АД и синтеза оптимальных кривых фазного напряжения АМН:

- разработан метод синтеза быстродействующих логических защит тягового блока СГ-В (В-силовой неуправляемый выпрямитель), основанный на непрерывном контроле фазных напряжений СГ, выявлении и идентификации аварийного состояния по признаку одновременного равенства потенциалов всех фаз хотя бы в одной из звезд тягового СГ: устройства защиты, реализующие указанный принцип, срабатывают при всех видах коротких замыканий на стороне постоянного и переменного тока или при пробое произвольного числа плеч В, а время срабатывания не превышает продолжительности периода питающего напряжения: устройства защиты, применяемые в схемах отечественных тепловозов, основанные на контроле разности потенциалов между нулями звезд тягового СГ, не реагируют на симметричные короткие замыкания и не обладают высоким быстродействием:
- дано теоретическое обоснование новых принципов построения многоступенчатых безударных защит тягового блока АИН-АД: в качестве первой ступени такой защиты рекомендована логическая защита, которая срабатывает в случае некоммутирования плеча главных тиристорных инверторов, блокирует подачу управляющих импульсов на противофазные тиристоры и осуществляет ускоренную повторную коммутацию аварийного плеча, не допуская опрокидывания инвертора при условно-обратимых отказах тиристоров: вторая ступень срабатывает при опрокидывании инвертора, включает тиристорный короткоза-

мыкатель (ТКЗ) и в течение первой (положительной) полуволны колебательного перезаряда конденсатора фильтра отключает аварийный инвертор от источника питания, а в течение второй полуволны — отключает ТКЗ, не допуская возникновения ударных механических воздействий на элементы тягового привода: зарубежные тепловозы с асинхронным ТЭП аналогичных защит не имеют.

Вынесенные на защиту научные положения и результаты являются теоретической базой для решения научно-технической проблемы: создание эффективных систем ТЭП с тиристорными преобразователями для вновь проектируемых и модернизируемых тепловозов отечественного производства.

Личный вклад соискателя:

- теоретические исследования и моделирование эффективной системы ТЭП переменного-постоянного тока с тиристорными преобразователями, в котором использованы максимально отработанные в условиях производства и эксплуатации серийные тяговые электродвигатели постоянного тока с последовательным возбуждением **С** ТЭД) Е771:
- исследование электромагнитных процессов в системах с двухфазными АИН-АД, разработка методов синтеза оптимальных кривых фазного напряжения [80) и расчета фазных токов двухфазного АД Е 78), обоснование целесообразности применения двухфазных тяговых блоков АИН-АД в ТЭП автономных локомотивов Е79):
- разработка инвариантной системы автоматического регулирования (САР) тягового асинхронного электропривода тепловоза Е14J:
- разработка методики расчета тяговых и регулировочных характеристик асинхронного ТЭП автономного локомотива с АИН, учитывающей работу САР, нелинейность магнитной цепи тяговых АД и несинусоидальность их напряжения питания Е76J:
- исследование влияния пульсаций тока питания в многодвигательном ТЭП с АИН и АД на стабильность тяговых и регулировочных ха-

ра характеристик автономного локомотива:

- оценка отклонения распределения кривой магнитного потока в воздушном зазоре АД от синусоидального закона для различных систем АИН-АД при $St > 2$) [1091:
- анализ электромагнитных процессов и исследование регулировочных характеристик гибридных УВ в различных режимах его работы при произвольном фазовом сдвиге между двумя симметричными трехфазными источниками питания [81,821:
- разработка принципов инвариантного управления тиристорными выпрямителями в условиях изменяющихся напряжения и частоты источника питания [741.

Практическое значение полученных результатов состоит в разработке методов синтеза, расчета, экспериментальных исследований систем автоматизированного ГЭП с тиристорными преобразователями и способов их технической реализации. Основные выводы и рекомендации автора использованы при создании комплектов тягового электрооборудования, при создании макетных и опытных тепловозов, а также в процессе проведения экспериментальных исследований и эксплуатационных испытаний. Использование результатов научной работы автора подтверждено приложенными к диссертации актами внедрения НИИ "Электротяжмаш" (г.Харьков), ОАО ХК "Коломенский завод" (г.Коломна, Россия), НПО "Электротехника" С ныне предприятие ESTEL AS, г. Таллинн, Эстония).

Апробация результатов диссертации. Основные положения диссертационной работы докладывались и обсуждались на Всесоюзной научно-технической конференции "Создание локомотивов большой мощности и повышение их технического уровня" (С Ворошиловград, 1981 г.), III Всесоюзной научно-технической конференции "Проблемы развития локомотивостроения" (Луганск, 1990 г.), Всесоюзной научно-технической конференции "Проблемы создания подвижного состава с асин-

кронными тяговыми двигателями" (Москва, 1986 г.), Республиканской (международной) школе-семинаре "Микропроцессорные системы связи и управления на железнодорожном транспорте" (Алушта, 1986 _____ 1998 г. г.), II Международной научно - технической конференции "Проблемы создания подвижного состава с асинхронными тяговыми двигателями" (Рига, 1990 г.), II Международной конференции "Состояние и перспективы развития электроподвижного состава" (Новочеркасск, 1997 г.), научно - технических конференциях кафедр ХарГАЖДТ и специалистов железнодорожного транспорта.

Публикации.

Основное содержание диссертации отражено в 1 монографии, 33 статьях, 34 авторских свидетельствах, 40 опубликованных тезисах докладов на международных, Всесоюзных, Республиканских научно-технических конференциях и семинарах, включая научно-технические конференции ХарГАЖДТ.

РАЗДЕЛ 1

СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ ТЕПЛОВОЗНЫХ
ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ

1.1 Современное состояние и предпосылки для совершенствования систем ТЭП автономных локомотивов

Первый опыт применения полупроводниковых преобразователей в системах автономного ТЭП относится к началу шестидесятых годов, когда были разработаны и изготовлены первые тепловозы с электропередачей переменного-постоянного тока. На этих тепловозах тяговые генераторы постоянного тока заменены СГ и диодной выпрямительной установкой. Тяговые двигатели постоянного тока с последовательным возбуждением и ступенчатым ослаблением поля сохранены. Опыт продолжительной эксплуатации тепловозов с ТЭП переменного-постоянного тока показал, что СГ и В проще в эксплуатации и надежней тягового генератора постоянного тока. Кроме того, они имеют на С15...20) % меньшую общую массу. Поэтому ТЭП переменного-постоянного тока получил широкое распространение на тепловозах 1137'3.

Естественный процесс развития техники и технологии, а также повышение требований к автономным локомотивам вели к совершенствованию конструкции и повышению надежности тяговых электрических машин (за счет применения новых конструкционных и изоляционных материалов), выпрямительных установок, систем автоматического управления и защиты. К настоящему времени существенно повышена секционная мощность тепловозов, разработаны и внедрены более совершенные системы автоматического регулирования. ТЭП дополнен электрооборудованием, позволяющим реализовать режим электрического торможения. Активно ведутся исследования различных систем плавного регулирования возбуждения ТЭД последовательного (в том числе и с участием

автора [20]) и независимого возбуждения с тиристорными регуляторами. Однако широкого распространения эти системы не получили и основная структурная схема ТЭП переменного-постоянного тока за все прошедшие годы осталась неизменной: тяговый СГ, неуправляемый В и ТЭД последовательного возбуждения, ступенчатое ослабление поля. Наиболее существенные недостатки ТЭП переменного-постоянного тока:

- наличие только одного активного канала регулирования скорости всей системы автономного многодвигательного ТЭП, воздействующего на ток возбуждения тягового СГ, что исключает возможность управления отдельными ТЭД, например, при потере сцепления:
- использование режима ступенчатого ослабления поля ТЭД увеличивает время работы ТЭП в зоне повышенных токов и, следовательно, ведет к снижению среднего эксплуатационного КПД ТЭП, а моменты перехода на ослабленное поле сопровождаются значительными динамическими перегрузками в тяговой передаче, что повышает вероятность потери сцепления и возникновения "круговых огней" :
- невысокие противоаварийные качества ТЭП, определяемые значительной инерционностью процесса разборки тяговой схемы и гашения поля СГ при срабатывании защиты (для повышения противоаварийных свойств существующих систем требуется разработка специальных быстродействующих поездных контакторов с временем отключения не более 10–20 мс).

Первое применение неуправляемых полупроводниковых преобразователей на автономных локомотивах дало положительный эффект, но не решило специфических проблем, связанных, например, с повышением тяговых и сцепных свойств автономного локомотива.

Делались неоднократные попытки совершенствования силовой схемы тепловозных систем ТЭП переменного-постоянного тока, позволяющие хотя бы частично улучшить их качество. В этом отношении следует считать удачной разработку силовой схемы ТЭП с уравни-

ми соединениями, выполненную ВНИТИ С16J. Схема с уравнительными соединениями между обмотками каждой из двух последовательно включенных тяговых электродвигателей и средней точкой двух последовательно включенных выпрямительных мостов, запитанных от отдельных трехфазных обмоток двухобмоточного СТ, исследовалась на специально переоборудованном тепловозе 2ТЭ109-003. При испытаниях в режимах установившегося боксования тепловоз реализовал средние коэффициенты тяги до 0,3 Сна сухих рельсах при скорости от 3 км/ч до 12 км/ч) и до 0,25 Сна загрязненных и влажных рельсах при скорости 17 км/ч)" [53]. К сожалению, эта разработка не нашла применения на отечественных тепловозах с ТЭП переменного-постоянного тока.

Не претерпела принципиальных изменений и классическая схема ТЭП переменного-постоянного тока на новых тепловозах типа SD60 и Dash8, разработанных американскими фирмами EMD и GMC [185,204]. Особенностью силовой схемы этих тепловозов является переключение двух трехфазных выпрямительных мостов С запитаны от двух трехфазных обмоток тягового СТ) с параллельного соединения при пуске на последовательное соединение в зоне высоких скоростей движения. Для осуществления этих операций в силовую схему электропередачи введены дополнительных неуправляемые вентили и силовой контактор. За счет этого удалось существенно снизить объемную мощность тягового СТ и, соответственно, его массу и габариты. Основные недостатки этого ТЭП переменного-постоянного тока, связанные с применением тяговых ТЭД постоянного тока с последовательным возбуждением и ступенчатым ослаблением поля, устранить не удалось. Повышение эффективности этих тепловозов достигнуто за счет некоторых конструктивных усовершенствований и применения компьютерного управления.

За последние годы достигнут значительный прогресс в области преобразовательной техники и микроэлектроники. Созданы мощные и надежные управляемые полупроводниковые приборы. Большим достиже-

нием явилось создание запираемых тиристоров и IGBT-транзисторов. Повышение класса силовых полупроводниковых приборов позволило сократить их число в системах электропривода до минимума, а применение управляемых ключей позволило избавиться от сложных узлов принудительной коммутации. Появление микропроцессорных средств управления дало мощный стимул к разработке и внедрению на транспортных установках новых эффективных алгоритмов управления и диагностики. Все эти условия позволили ведущим зарубежным фирмам начать работы по реальному внедрению на локомотивах АД в качестве тяговых.

Использование АД для ТЭП обеспечивает значительные преимущества перед классическим коллекторным электродвигателем. АД проще по конструкции, менее восприимчив к механическим перегрузкам, загрязнению и попаданию влаги. Его максимальная частота вращения не ограничена механическими параметрами коллектора. Поэтому при более высоких частотах вращения масса и габариты АД могут быть снижены, большая мощность вписана в заданный объем, определяемый габаритами подвижного состава. Характеристика "момент-частота вращения" у АД обеспечивает лучшие, чем у ТЭД, характеристики сцепления.

Первая на современном этапе разработка тепловоза с АИН и АД выполнена в Англии (тепловоз "Hawk" фирмы Brush C179J). Но наибольшее распространение асинхронный ТЭП получил в ФРГ. Немецкими фирмами BBC и Henschel в 1971 г. были построены тепловозы DE-2500, которые прошли всесторонние испытания, а затем - целая гамма тепловозов: Ат 6/6 для Австрии, D1 4 для Дании и т. д. Фирмы Siemens (ФРГ) и General Motors (отделение Electro-Motive Division) (США) совместно разработали шестиосный грузовой тепловоз SD 60MAC с ТЭП трехфазного тока. Железные дороги США и Канады выполняют программу модернизации локомотивного парка и вкладывают большие средства в приобретение новых, более мощных и надежных современных локомотивов секционной мощностью (4500- 6000) л.с., преимущественно с АД.

В настоящее время на железных дорогах США эксплуатируется несколько тысяч тепловозов с асинхронным ТЭП. Одновременно с приобретением новых тепловозов решаются вопросы их технического обслуживания и ремонта. Большинство крупных железных дорог считает целесообразным поручать эти работы непосредственно фирмам-изготовителям, на которых имеется квалифицированный персонал и соответствующее технологическое оборудование.

Анализ научно-технической и патентной информации показал, что возможности систем ТЭП переменного-постоянного тока еще не до конца исчерпаны и, несмотря на интенсивные разработки и внедрение систем автономного ТЭП с АИН и АД, работы по совершенствованию тепловозов с ТЭП переменного-постоянного тока продолжаются. Так английская железнодорожная компания CEW & SR) заказала в 1997 г. отделению EMD американской фирмы General Motors 250 тепловозов серии 66 мощностью 3300 л. с. с ТЭП переменного-постоянного тока. По мнению специалистов Canadian Pacific при мощностях ниже 5000 л. с. тепловозы с трехфазным ТЭП не имеют заметных преимуществ.

Тепловозный парк железных дорог Украины содержит, в основном, устаревшие локомотивы и не обновлялся в течение длительного времени. В условиях экономического спада у государства нет необходимых средств на приобретение современных тепловозов и на переоснащение эксплуатационной и ремонтной базы. Поэтому весьма актуальным становится проведение собственных работ, как по модернизации существующего парка, так и по созданию новых современных локомотивов отечественного производства. Одним из наиболее эффективных путей решения указанной проблемы является совершенствование систем ТЭП автономных локомотивов на базе тиристорных преобразователей. Это требует углубленного анализа электромагнитных процессов в перспективных системах преобразовательного ТЭП с целью обеспечения условий электромагнитной совместимости тягового электрооборудова-

ния, выбора рациональных режимов и алгоритмов управления, достижения максимальных энергетических показателей, учитывающих специфики применения таких систем на тепловозах.

1.2 Классификация тепловозных систем ТЭП

Эксплуатационные характеристики автономных локомотивов определяются не только параметрами установленного на них первичного теплового двигателя, но и типом применяемых тяговых электрических машин (генератор и тяговые электродвигатели), способами преобразования и регулирования электроэнергии в ТЭП.

Современный этап развития систем ТЭП автономных локомотивов характеризуется большим разнообразием вариантов. В этой связи возникает необходимость в их классификации, как в эффективном методе изучения и сопоставления различных систем ТЭП. Особую актуальность такая классификация приобретает в условиях непрерывного возрастания потоков научно-технической и патентной информации. Например, [1, 148, 155, 167, 177, 198, 200, 204, 205, 208, 209, 215, 217, 220]. При проведении классификации в качестве наиболее четко выраженной категории можно принять количество преобразований электрической энергии в ТЭП, а в качестве достаточного признака (критерия) удобно принять вид преобразования электроэнергии. Выполненная по этим признакам классификация приведена на рис.1.1 и в табл. 1.1.

1.2.1. Системы ТЭП без промежуточного преобразования электроэнергии.

а) Электропередача постоянного тока.

До недавнего времени электрические передачи автономных локомотивов выполнялись только на постоянном токе. В такой электропередаче механическая энергия, снимаемая с вала первичного двигателя, через систему Г-ТЭД передается на движущие оси локомотива.

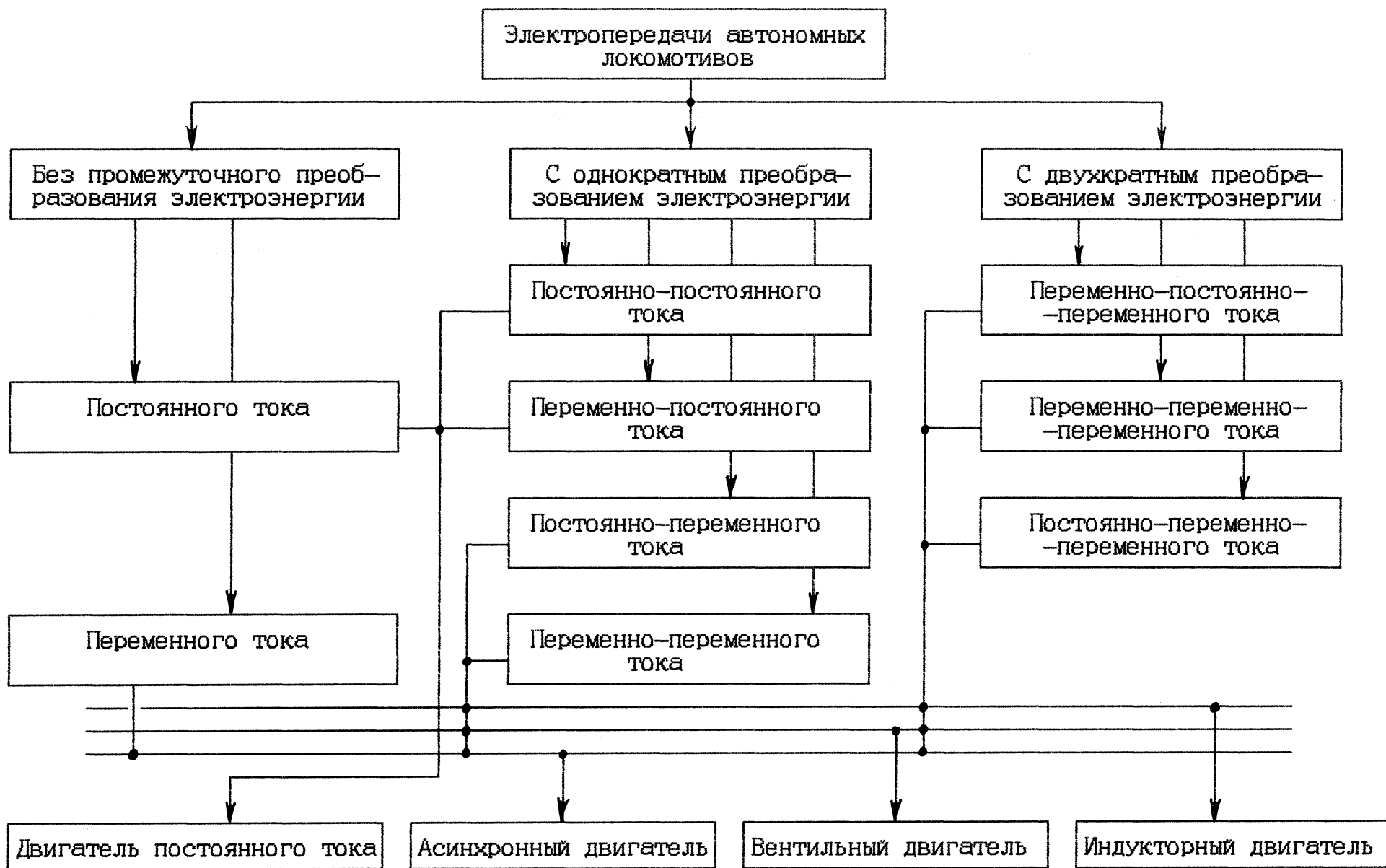


Рис. 1.1. Классификация электропередач автономных локомотивов

Таблица 1.1

Классификация тепловозных электропередач

Тип электропередачи	Обозначение	Структура силовой цепи	
Постоянного тока	=		
Переменно-постоянного тока	AS =	=4-	1%} J A''
Переменного тока	S3	СГ © ©	
Переменно-переменного тока	AS	СГ	НПЧ 1 м J ©
Переменно-постоянно-переменного тока	SSS AS	СГ	в А - 1 м J ©
Переменно-переменно-переменного тока	AS AS AS	СГ	НПЧ N / /rv НПЧ "у" 4 ^м
Постоянно-переменного тока	=	+ ИПН	Й ----- 1 - J © 1 м

Следовательно, в таком электроприводе электроэнергия постоянного тока от дизель-генераторной установки непосредственно передается ТЭД без последующих преобразований. Выбор этой системы для тепловозов был обусловлен благоприятными характеристиками ТЭД постоянного тока с последовательным возбуждением, а также простотой регулирования скорости движения и тягового усилия локомотива изменением магнитного потока ТЭД и тягового Γ постоянного тока. Развитие тепловозных электропередат на постоянном токе шло по пути совершенствования конструкции тяговых электрических машин, электрической схемы и систем автоматического регулирования. Дальнейшему применению ТЭП постоянного тока препятствовали возросшие требования по надежности и по повышению секционной мощности автономных локомотивов до С 4000... 6000) л.с., так как уже в существующих тепловозах мощностью 3000 л.с. параметры тяговых электрических машин постоянного тока близки к предельно допустимым.

б) Электропередача переменного тока.

Этот вид ТЭП также, как и ТЭП постоянного тока не требует применения промежуточных преобразований электроэнергии и используется в качестве тяговых АД, питающиеся непосредственно от тягового СГ Е 163]. Достоинствами такой системы являются простота силовой схемы, высокая надежность электрических машин и сравнительно низкая стоимость электрооборудования. Основной трудностью, препятствующей внедрению электропередачи переменного тока на тепловозах, является необходимость применения полюспереключаемых генератора и асинхронных двигателей для получения широкого диапазона скоростей локомотива. Необходимость переключения полюсов усложняет конструкцию тяговых электрических машин и схему ТЭП, требует применения сложной коммутационной аппаратуры. Переключение полюсов может вызвать нежелательные режимы работы теплового двигателя и ТЭП в динамике. Применение ТЭП переменного тока связано также с трудное-

тями получения значительного тягового усилия локомотива при пуске. Полюсопереключаемый ТЭП может оказаться приемлемым лишь для некоторых видов автономного транспорта, в частности, для пассажирских локомотивов с двухвальной газовой турбиной или дизелем повышенной приспособляемости.

1.2.2. Системы ТЭП с однократным преобразованием электроэнергии.

а) ТЭП переменного-постоянного тока.

Впервые тепловозы с электропередачей переменного-постоянного тока появились во Франции [150]. Затем такие тепловозы были построены в США, Англии [165,167,179,1991 и в СССР [140].

С освоением промышленного выпуска силовых кремниевых вентилей оказалось возможным существенно повысить мощность тепловозного ТЭП путем замены тягового Г постоянного тока на СГ с выпрямительной установкой. Тяговые генераторы обычно сравнивают по предельному значению произведения мощности на частоту вращения. У

лучших зарубежных генераторов она достигает 2,6-10 С кВт-об/мин). Предельные параметры тягового СГ французского тепловоза СС 72000

[162,175] составляют примерно 5-10 С кВт- об/мин).

ТЭП переменного-постоянного тока сохраняет все положительные качества ТЭП постоянного тока. Его преимущества заключаются в возможности повышения секционной мощности и надежности силовой установки локомотивов. И все же, внедрение ТЭП переменного-постоянного тока позволяет лишь снять ограничения по мощности главного генератора, но оставляет в силе трудности, связанные с созданием мощного тягового двигателя постоянного тока высокой надежности.

Уже при мощности тепловоза 3000 л.с. в секции надежность и работоспособность тяговых двигателей постоянного тока значительно снизилась по сравнению с применяемыми на менее мощных тепловозах. Это объясняется тем, что режим коммутации при увеличении мощности

существенно ухудшается. Статистические данные обследования работы тепловозного оборудования показывает, что у тепловозов ТЭ-3 коллектор являлся источником около 18% неисправностей от общего числа повреждений тяговых двигателей (по данным ВНИИЖТ), а у тепловозов ТЭП-10 по данным ТашИИТ на коллекторно-щеточный узел приходилось уже немного более половины (50,6%) общего числа отказов ТЭД.

В этой связи все большую актуальность приобрели исследования различных вариантов ТЭП с бесколлекторными тяговыми ЭД.

б) ТЭП переменного-переменного тока.

В ТЭП переменного-переменного тока применяются тяговые электрические машины переменного тока и преобразователь частоты с непосредственной связью. Исследования ТЭП переменного-переменного тока для автономных локомотивов проводились в США, Японии и других странах [1,222]. В СССР проведены серьезные теоретические исследования таких систем [66]. В 1976 г в локомотивном депо Октябрьской ж. д. силами ВНИИЭлектромаш и ВНИИЖТ на базе маневрового тепловоза ВМЭ-1-028 был оборудован макетный тепловоз и проведены его предварительные испытания. Основные достоинства электропередачи переменного-переменного тока заключаются в следующем:

- однократное преобразование электроэнергии:
- отсутствие оборудования для искусственной коммутации тиристоров:
- отсутствие специальных требований к быстродействию тиристоров.

Однако эта система ТЭП имеет существенные недостатки, заметно снижающие ее технико-экономические показатели:

- ограничение минимальной кратности входной и выходной частот НПЧ и связанная с этим необходимость применения тяговых СГ повышенной частоты (400-600) Гц:
- содержание в выходном напряжении НПЧ субгармонических составляющих, ухудшающих энергетику и режимы работы тяговых машин:
- наличие ограничений работоспособности агрегата НПЧ-АД.

Последнее объясняется тем, что при работе АД с малым вращающим моментом возможен "прорыв" в фазе НПЧ, работающей в инверторном режиме. Нежелательно также увеличение угла коммутации плеч НПЧ сверх $L/3$ ("третий режим"), что может привести к "прорыву" в инвертирующей фазе. Однако, эти ограничения с помощью доступных мер могут быть сдвинуты за область требуемых рабочих режимов ТЭП.

Автором также проводились теоретические и экспериментальные исследования электрической передачи переменного тока для дизель-поезда с двухфазными АД [114, 115, 152, 153].

Электропередача переменного тока может быть создана не только с АД, но и с синхронными (вентильным и индукторным) тяговыми электродвигателями, у которых электронный коммутатор выполняется по схемотехнике НПЧ [180].

При использовании в тяговой электропередаче переменного тока синхронных двигателей не требуется применение специальных СГ повышенной частоты. Это объясняется тем, что коммутация тока в фазах синхронной машины в начальный период пуска происходит под действием ЭДС синхронного генератора, а при частотах в несколько Гц и выше – под действием ЭДС вращения синхронной машины.

Возможны и другие варианты систем ТЭП с однократным преобразованием электроэнергии, например, с источниками постоянного напряжения, импульсными преобразователями и ТЭД постоянного тока.

ж) Электропередача постоянно-переменного тока.

Электропередача такого типа предполагает использование на автономных локомотивах электрохимических источников тока. Повышенное внимание к таким электропередачам уделяется в связи с прогрессом в области создания новых химических источников электроэнергии – топливных элементов. По данным зарубежной печати применение топливных элементов на тепловозах позволит вдвое уменьшить удельное потребление топлива, отнесенное к единице электроэнергии.

1.2.3. Системы ТЭП с двухкратным преобразованием электроэнергии.

Как видно из рис.1.1, здесь возможно большое количество вариантов построения различных систем ТЭП, учитывающих те или иные особенности источников питания и тяговых электродвигателей. Но наибольшее распространение получили системы ТЭП переменного-постоянно-переменного тока с тяговыми АД. Этот вариант ТЭП отличается от предыдущего только видом преобразовательного устройства. Преобразователь частоты в данном случае содержит промежуточное звено постоянного напряжения или постоянного тока.

В настоящее время системы ТЭП переменного-постоянно-переменного тока за рубежом получили наиболее широкое распространение на тепловозах различного назначения и мощности [169,181,196,200,203,204,215]. Прототипом таких локомотивов явился экспериментальный тепловоз Hawk, построенный компаниями Brush Electrical Eng. и Howker Siddely совместно с № на базе локомотива серии 10800 [179].

В СССР в конце семидесятых годов создано два макетных автономных локомотива, на которых проводилось изучение характеристик ТЭП переменного-постоянно-переменного тока, отработка элементов силовой схемы, принципов управления и системы регулирования. Один из них оборудован ЛИИЖТ'ом на базе маневрового тепловоза ВМЭ-1-024 и успешно испытан на Октябрьской ж.д. Другой создан на базе секции дизель-поезда типа ДП-11 силами НИИ "Электротяжмаш" и ВНИИЖТ при непосредственном участии автора и прошел испытания на экспериментальном кольце ВНИИЖТ [9,10]. Положительные результаты испытаний этих локомотивов позволили разработать и построить в 1975 г. экспериментальный тепловоз типа ТЭ120 секционной мощностью 4000 л. с. с ТЭП переменного-постоянно-переменного тока [101,103,145,190]. Тяговый электропривод для этого тепловоза разрабатывался под научным руководством и при непосредственном участии автора.

Классификация существующих и перспективных систем ТЭП для автономных локомотивов, приведенная на рис.1.1, не исчерпывает всех возможных вариантов структур силовой цепи ТЭП автономных локомотивов, но она позволяет однозначно определить структуру ТЭП и состав основного электрооборудования в ее силовой цепи, а также указать место и роль статических преобразователей электроэнергии в перспективных системах ТЭП.

Приведенная классификация и обзор возможных вариантов показывает, что коренное совершенствование и повышение эффективности систем автономного тягового электропривода возможно только путем введения в силовые электрические схемы автономных локомотивов простых, экономичных и надежных управляемых полупроводниковых преобразователей электроэнергии.

На основании краткой характеристики современного состояния и перспектив развития систем ТЭП для автономных локомотивов отечественного производства (с управляемыми полупроводниковыми преобразователями электроэнергии) для дальнейших исследований выбрано два основных направления:

- с серийными ТЭД постоянного тока последовательного возбуждения (на ближайшую перспективу):
- с асинхронными тяговыми электродвигателями и выпрямительно-инвертными преобразователями частоты.

1.3 Выбор показателей и метода оценки эффективности ТЭП

Как показано выше, долговременные тенденции развития систем автономного ТЭП связаны исключительно с тяговым асинхронным электроприводом [1, 190, 192, 198, 200, 208, 224]. В то же время продолжается совершенствование систем ТЭП переменного-постоянного тока [199, 208]. Уровень последних зарубежных разработок показывает:

- существенно расширилась область применения асинхронного ТЭП на локомотивах различного назначения и мощности (это предопределено высокими эксплуатационными характеристиками тяговых АД и тем, что ведущие зарубежные фирмы ориентируются на разработку унифицированного ТЭП: такой электропривод включают в себя силовые ПЧ, разработанные с учетом широкого спектра возможных применений и сконструированные по модульному принципу) :
- совершенствование силового электрооборудования идет, в основном, за счет применения новых разработок в области элементной базы силовой электроники без изменения принципов преобразования электроэнергии и основных схемотехнических решений:
- значительному изменению подвергаются алгоритмы и структуры САР (здесь следует отметить, что детальные публикации по этим вопросам отсутствуют, так как они относятся к области технологических секретов фирм) : основными показателями здесь являются: достижение предельных тяговых характеристик (включая работу на пределе по сцеплению) и оптимальные энергетические показатели, получаемые на основе более сложных алгоритмов управления и реализация которых становится целесообразной только на базе микропроцессорных средств вычислительной техники.

Преимущества применения на транспорте тяговых АД известны.

Однако целесообразность развития нового направления при создании систем ТЭП перспективных тепловозов может быть определена только в результате всесторонних исследований ряда вариантов и их сопоставления с существующими по целому ряду показателей. В качестве основных показателей эффективности рекомендуется использовать :

а) удельный расход материалов, характеризуемый приведенными к единице мощности массо-габаритными показателями силового тягового электрооборудования (показатель $Ут$) :

б) удельная мощность тягового электрооборудования, опреде-

ляемая произведением силы тяги продолжительного режима на максимальную скорость движения локомотива ($B_{дл} \times U_{макс}$), приведенным к единице мощности (показатель U_p);

в) КПД ТЭП (на первом этапе учитывается работа локомотива в продолжительном режиме; в дальнейшем должна быть разработана методика сравнительной оценки КПД различных типов ТЭП на основе интегрального критерия, позволяющего учитывать продолжительность работы локомотива в режимах полной и неполной мощности дизеля и при различных скоростях движения), (показатель $U_{кшр}$);

г) коэффициент тяги локомотива, характеризующий повышение коэффициента использования сцепного веса локомотива (показатель U_t);

д) параметры режима реостатного торможения, учитывающие возможность расширения скоростного диапазона, повышение противогазных свойств, минимизацию мощности, потребляемой от электроэнергетической установки тепловоза (показатель U_v);

е) полнота использования "свободной" мощности дизеля при работе на всех позициях КМ (показатель U_d);

ж) надежность (с использованием гибких показатели надежности для системы ТЭП в целом, учитывающих ужесточение требований к каждому элементу ТЭП по мере отработки этого элемента; здесь должны решаться и задачи ограничения динамических составляющих процесса регулирования в стационарных, нестационарных и аварийных режимах, а также вопросы резервирования, контроля и самоконтроля системы с исключением возможности развития аварии, безаварийным отключением каждого конкретного элемента), (показатель U_n);

з) снижение материальных затрат на обслуживание и ремонт системы ТЭП в процессе эксплуатации (показатель $U_э$).

Проведем предварительную оценку эффективности лучших отечественных и зарубежных автономных локомотивов с ТЭП переменного

тока с тяговыми блоками АИН-АД и переменного-постоянного тока. Это отечественные тепловозы 2ТЭ116УП, 2ТЭ116Т **С** с тиристорным ТЭП, проект), ТЭ120 с АИН и АД: а также зарубежные тепловозы SD60 С США) с ТЭД постоянного тока и DE2500 (ФРГ) с тяговыми блоками АИН-АД. Их основные технические данные приведены в табл. 1.2. Оценка и сравнение этих тепловозов по эффективности проведена по известной методике, изложенной в L104J, с использованием только трех первых основных показателей эффективности:

- по удельному расходу материалов:
- по производству длительной силы тяги на максимальную скорость движения $C_{Рдл} \times U_{макс}$, приведенному к единице мощности:
- по КПД электропередачи.

При определении удельного расхода материалов для рассматриваемых тепловозов учитывалась масса основного электрооборудования: главного генератора, генератора собственных нужд, выпрямителя, инверторных преобразователей частоты, тяговых электродвигателей и электромашинных или тиристорных возбуждателей. Результаты проведенной оценки эффективности сравниваемых локомотивов, определяемой только типом примененного ТЭП, приведены в табл.1.3.

Данные табл. 2 показывают, что применение ТЭП с управляемыми полупроводниковыми преобразователями (в дальнейшем-тиристорными преобразователями) по сравнению с ТЭП, в котором используется неуправляемый выпрямитель, повышает эффективность автономных локомотивов. Более полный учет всех показателей для ТЭП с тиристорными преобразователями, в том числе и по коэффициенту тяги, по эффективности реостатного торможения С с возможностью электрического торможения до полной остановки), надежности и т. д., приведет к более высоким значениям показателя эффективности автономных локомотивов в целом. Это говорит о том, что включение тиристорных преобразователей в силовые схемы автономных локомотивов придает ТЭП, как си-

Таблица 1.2

Сравнительные данные тепловозов с электропередачами переменного-постоянного и переменного-постоянно-переменного тока.

Наименование показателя	Тепловозы				
	2ТЭ116УП	2ТЭ116-Т	SD 60	DE2500	ТЭ120
Страна (Фирма)	Украина СПО ЛТЗ)	Украина С Проект)	США CEMD-GE)	ФРГ (BBC, HensheD	Украина СПО ВТЗ)
Род службы	универе. ЭЛ.отопл	универе, эл.отопл	грузовой	универе, эл. отопл	грузовой С макет.)
Тип электропередачи	—			SS	=
Нагрузка от оси на рельс, кН	225	225	273	200	219
Касательная мощность, кВт	2210	2210	2290	1500	2330
Сила тяги в продолжительном режиме, кН	324	324	356	147	314
Конструкционная скорость, м/с	27,8	33,3	31,4	38,8	33,3
Произведение $F_{a\lambda} - V_{max}$, приведенное к единице мощности, о.е.	4,29	5,14	4,88	3,8	4,49
КПД электропер., %	86,0	86,0	86	85	85
Удельный расход материалов, кг/кВт	14,17	14,46	13,1	9,1	11,47

Таблица 1.3

Предварительная оценка эффективности систем ТЭП некоторых отечественных и зарубежных тепловозов.

Наименование показателя	Кoeffиц. весоности	Тепловозы				
		2ТЭ116УП	2ТЭ116Т	SD-60	DE2500	ТЭ120
Удельный расход материалов, знач. показателя (-----) кг/кВт	2,0	1,284	1,259	1,389	2,0	1,587
Произведение $E_{fljr} V_{max}$, приведенное к единице мощности, знач. показателя	1,5	14,17	14,46	13,1	9,1	11,47
КПД электропер., знач. показателя	1,0	1,252	1,5	1,424	1,08	1,31
о. е.		4,29	5,14	4,88	3,8	4,49
%		1,0	1,0	1,0	0,988	0,988
Обобщенный показатель, о. е.	—	86	86	86	88	85
Коэффициент эффективности, о. е.	—	3,536	3,759	3,813	4,068	3,885
	—	0,869	0,924	0,937	1,0	0,955

стеме, объединяющей в единую целостность целый ряд разнотипных элементов (Стяговые электрические машины, аппараты, преобразователи, устройства управления и защиты), специфические системные свойства. Эти системные или интегративные свойства ТЭП значительно шире суммы свойств элементов, которые входят в состав этого привода. В современной науке и практике **зміл** системные свойства исследованы односторонне. Действительно, ведущими зарубежными фирмами созданы и успешно эксплуатируются тепловозы, в ТЭП которых применены тиристорные преобразователи и трехфазные АД. Однако, основные показатели систем ТЭП этих локомотивов, публикуемые в зарубежной научно-технической литературе и в каталогах фирм, носят, как правило, рекламный (субъективный) характер. Это затрудняет выполнение объективной количественной оценки эффективности как системы ТЭП, так и автономных локомотивов в целом. Перспективные ТЭП переменного и переменного-постоянного тока, которые могут быть созданы на базе современной силовой преобразовательной техники, на сегодняшний день вообще не имеют научно обоснованных технических параметров и показателей. В этой связи в области подвижного состава и тяги поездов открывается новое научное направление, связанное с созданием научных основ повышения эффективности систем ТЭП с тиристорными преобразователями.

Для объективного выбора возможных перспективных вариантов систем автономного ТЭП с тиристорными преобразователями необходимо иметь соответствующую методологическую базу. Такая база уже существует и достаточно хорошо отработана. Это - теория эффективности технических систем [194]. В теории эффективности технических систем методологической основой для подготовки и принятия решений по достаточно сложным проблемам научного и технического характера является системный анализ. Это обусловлено тем, что приходится делать выбор среди альтернативных вариантов в условиях неопределен-

ности, вызванной наличием факторов, которые не поддаются строгой количественной оценке.

В системах рассматриваемого класса неопределенные факторы имеют, в основном, нестохастическую природу. Из неопределенных факторов нестохастического характера для исследуемых систем наибольшее влияние на результат оценки эффективности ТЭП будут оказывать два вида неопределенностей: природная и целевая. Природная неопределенность характеризуется недостаточной изученностью некоторых явлений и процессов, сопровождающих процесс синтеза систем ТЭП с тиристорными преобразователями: целевая неопределенность вызывается нечетким представлением цели операции, приводящая к неоднозначной трактовке соответствия реального результата операции желаемому.

Для достижения поставленной в работе цели необходимо, прежде всего, раскрыть эти неопределенные факторы нестохастического характера и перевести их в разряд определенных. Требуется полный анализ электромагнитных процессов в перспективных системах ТЭП и особенно в системах, связанных с применением тиристорных преобразователей с нетрадиционным структурным построением. Анализ перспективных систем ТЭП сопровождается построением исходной S_0 -системы. В нее включают необходимые элементы, непосредственно влияющие на достижение поставленной цели или максимального приближения к ней. В теории эффективности система целенаправленных действий, объединенных общим замыслом и единой целью, определяет понятие операции, а теория эффективности технических систем направлена на исследование операций. К активным средствам операции относятся, прежде всего, технические средства (Стяговые электрические машины, тиристорные преобразователи, устройства управления, защиты и т. д.), а также ресурсы (топливные, энергетические, информационные). Эти технические средства входят в состав S_0 - системы в качестве ее

подсистем (агрегатов, тяговых блоков) или элементов.

Операция представляет собой обмен, в результате которого So-система получает полезный эффект за счет снижения некоторых из своих ресурсов (например, стоимости системы или снижения некоторых из своих показателей). Следовательно, результат операции Y зависит от основных результирующих факторов: полезного эффекта q , затраченных ресурсов C и времени T . В свою очередь, результирующие факторы зависят и от выбранной стратегии u . Тогда результат операции можно представить в виде [1943:

$$Y(u) = Y [q(u), C(u), T(u)] . (1.)$$

Предельно выгодный обмен характеризует эффективность операции при идеальном способе использования активных средств, т. е. при выборе лучшей стратегии. Он характеризует потенциальную эффективность операции u , соответственно, эффективность технической системы.

На основе показателя C (показателей) эффективности формируется определенное правило выбора рационального способа использования активных средств в операции. В качестве такого правила используется критерий эффективности. Критерий выбирается на основе определенных принципов рационального целенаправленного поведения. В зависимости от сложности So - системы, реализующей операцию, и целей исследований, вводятся различные принципы рационального целенаправленного поведения. Существуют три концепции рационального поведения систем или выработки решений: пригодности, оптимизации и адаптивизации. Наиболее приемлемой на данном этапе исследований для анализа эффективности систем ТЭП с тиристорными преобразователями является концепция оптимизации. Для описания соответствия реального результата Y операции требуемому формально вводят числовую функцию p на множестве результатов операции [1944:

$$p = p < Y(u), YW, (1.2)$$

где Y^{TP} – требуемый результат операции.

Введение в рассмотрение указанной функции соответствия позволяет принять математическое ожидание этой функции в качестве показателя эффективности H_i):

$$W_{SiD} = M \{C_p C_{y(C_i)}, U^{TP}\} . \quad (1.3)$$

В зависимости от вида функции соответствия в рамках концепции оптимизации в качестве формализованного критерия эффективности целесообразно выбрать критерий наибольшего среднего результата. При существенном влиянии случайных факторов часто сам результат $y(C_i)$ выбирают в качестве функции соответствия. Тогда показатель эффективности является математическим ожиданием результата (среднего результата):

$$W_{Cu} = M [y(i)] . \quad (1.4)$$

Критерий наибольшего среднего результата рекомендует выбрать в качестве оптимальной стратегию i^* , для которой:

$$i^* : \max_{i \in U} M [y(i)] \quad (1.5)$$

где U – множество допустимых стратегий.

Критерий наибольшего среднего результата в практике исследования операций получил наибольшее распространение. Это обусловлено аддитивностью показателя среднего результата, что в ряде случаев облегчает его расчет. Однако, показатель среднего результата, лежащий в основе этого критерия не учитывает требуемый результат в явном виде.

Выводы по РАЗДЕЛУ 1

Рассмотрен уровень и состояние разработок в области автономного подвижного состава железных дорог и систем ТЭП современных тепловозов. Сделан вывод о необходимости совершенствования автономных локомотивов путем введения в их силовые цепи тиристорных преобразователей. Сформулированы цель и указаны основные направления исследований автономных систем ТЭП с тиристорными преобразователями. Предложена классификация тяговых электропередач автономных локомотивов, в которой в качестве наиболее четко выраженной категории принято количество преобразований электрической энергии в тяговом электроприводе, а в качестве необходимого и достаточного признака (критерия) принят вид преобразования электроэнергии. Такая классификация позволяет однозначно определить тип тяговой электропередачи и состав основного электрооборудования в ее силовой цепи, а также указать место и роль статических преобразователей электроэнергии в перспективных системах автономного тягового электропривода. Предложены показатели эффективности систем ТЭП, характеризующие уровень и качество совершенствования автономных локомотивов. В качестве формализованного критерия эффективности рекомендован критерий наибольшего среднего результата.

РАЗДЕЛ 2

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ АВТОНОМНЫХ ЛОКОМОТИВОВ НА БАЗЕ УПРАВЛЯЕМЫХ ВЫПРЯМИТЕЛЕЙ

2.1. Система собственных нужд с самовозбуждением генератора энергоснабжения

Повышение секционной мощности современных и перспективных тепловозов требуют снижения массо-габаритных показателей основного и вспомогательного электрооборудования. Особую актуальность эта проблема приобрела для тепловозов, в электропередачах которых используются мощные тиристорные преобразователи, необходимые для регулирования частоты вращения тяговых электродвигателей.

Размещение вновь разрабатываемых силовых преобразователей и электрооборудования в ограниченном пространстве кузова теплового стало возможным при объединении в однокорпусный агрегат тягового СТ и синхронного генератора энергоснабжения (СТЭ). Применение системы самовозбуждения СТЭ при использовании устройств управления и регулирования в виде комплектных устройств автоматики позволило отказаться от отдельного электромашинного возбудителя с громоздким механическим приводом от вала дизеля.

Впервые в практике отечественного тепловозостроения указанные технические решения после всесторонних теоретических и экспериментальных исследований, выполненных при непосредственном участии автора [15, 29, 93, 94], были использованы на макетном тепловозе ТЭ120 секционной мощностью 4000 л.с. [190] (см. Приложение В1). В дальнейшем однокорпусные тяговые агрегаты, система самовозбуждения, комплектные устройства автоматики были успешно применены на тепловозах 2ТЭ121, ТЭГТ75, ТЭ136 с электропередачей переменного тока. Система энергоснабжения тепловоза ТЭ120 (рис.2.1)

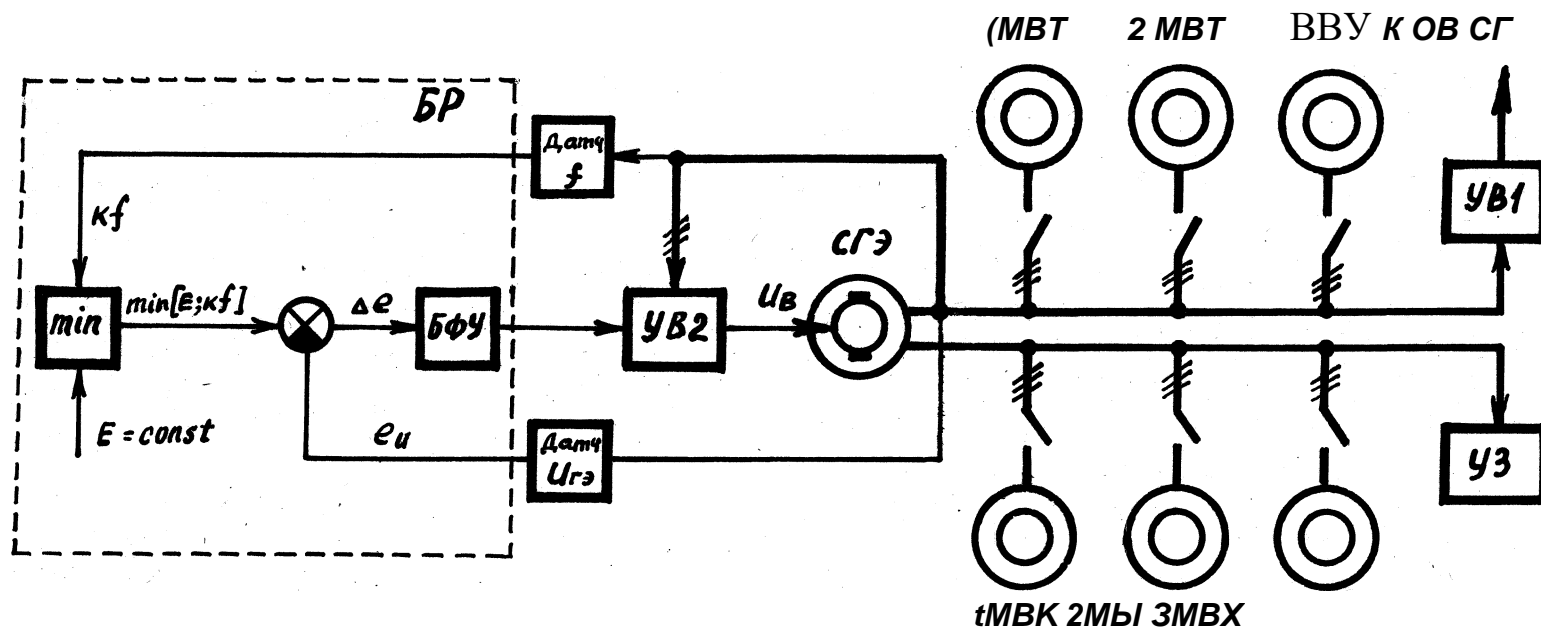


Рис.2.1 Функциональная схема системы энергоснабжения тепловоза ТЭ120.

содержит СГЭ по типу ГС-507, входящий в состав тягового агрегата А-711. Потребители переменного тока: асинхронные электродвигатели вентиляторов холодильника 1МВХ, 2МВХ, 3МВХ мощностью по 37 кВт каждый, асинхронный двигатель вентилятора первой тележки 1МВТ мощностью 50 кВт, асинхронный двигатель вентилятора задней тележки 2МВТ мощностью 40 кВт, асинхронный двигатель вентилятора выпрямительной установки мощностью 6 кВт, устройства подзаряда цепей коммутации автономных инверторов УЗ. Все они питаются непосредственно от зажимов СГЭ. Потребители постоянного тока, к которым относятся обмотки возбуждения СГ и СГЭ, получают питание от зажимов СГЭ через управляемые выпрямители УВ1 и УВ2. На тепловозе ТЭ120 и на первых выпусках тепловоза 2ТЭ121 применялись трехфазные мостовые полууправляемые выпрямители с нулевым вентилем.

УВ, собранный по трехфазной несимметричной схеме с нулевым вентилем, содержит восемь силовых полупроводниковых вентиляей и три канала управления. В фазных токах этого УВ отсутствует постоянная составляющая, но при существующих параметрах тепловозных СГ этот выпрямитель работает с большими углами управления и, соответственно с низкими значениями коэффициента мощности. Крупным недостатком трехфазной мостовой полууправляемой схемы, работающей на статическую активно-индуктивную нагрузку, является то, что она может перейти в неуправляемый режим при больших углах управления, либо при внезапном снятии управления.

Режим неотключения трехфазного мостового полууправляемого выпрямителя с нулевым вентилем в случае снятия управления возможен при повышенном значении прямого падения напряжения на нулевом вентиле. Если управление с тиристоров снимается в момент времени, когда ток нагрузки протекает по нулевому вентилю, неотключения УВ (опрокидывания схемы) не происходит. Если управление снимается на интервале проводящего состояния тиристоров, то возможно опрокиды-

вание схемы. При этом тиристор УВ, проводивший ток непосредственно перед моментом снятия управляющих импульсов, при смене полярности питающего напряжения, оказывается в "ждущем" режиме работы. Через него и через включенный с ним последовательно в той же фазе неуправляемый диод в прямом направлении протекает ток, вызванный падением напряжения на нулевом вентиле и превышающий величину тока удержания тиристора. При очередной смене полярности питающего напряжения и снятом управлении тиристор данной фазы снова начинает проводить ток. Таким образом, происходит неотключение УВ.

Особенно опасным процесс неотключения полууправляемого выпрямителя при снятии импульсов управления с тиристорov выпрямителя будет в случае, когда УВ работает в схеме самовозбуждения СТЭ. Это может привести к забросу тока возбуждения генератора энергоснабжения. В свою очередь, возрастание тока возбуждения генератора приводит к росту напряжения питания полууправляемого выпрямителя, что ведет к дальнейшему повышению тока возбуждения, то есть к забросу напряжения. Заброс напряжения генератора может привести к перегреву и тепловому пробоев неотключившегося тиристора, либо к ложным включениям по аноду запертых тиристорov других фаз, либо к пробоев запертых вентиляев и тиристорov высоким обратным напряжением, либо к повреждению другого электрооборудования, подключенного к генератору. Все это значительно снижает надежность схем тиристорного возбуждения с УВ рассмотренного типа.

Для устранения этого явления в схеме мостового полууправляемого выпрямителя в [164], рекомендовано последовательно с нагрузкой между выпрямительным мостом и нулевым вентилем включать в проводящем направлении дополнительный диод. Процесс неотключения УВ при снятии импульсов управления устраняется за счет того, что при протекании тока нагрузки через нулевой вентиль последовательно с тиристорами включается дополнительный пороговый элемент, что

снижает величину прямого падения напряжения на тиристоре» находящегося в "ждушем" режиме, и снижает величину прямого тока до величины, которая становится меньше тока удержания. Тиристор запирается, а выпрямитель отключается от цепи нагрузки. Однако, полной гарантии надежного отключения выпрямителя при снятии управляющих импульсов с тиристоров нет.

Автором решена проблема гарантированного отключения полупроводящего выпрямителя при снятии управления [24] путем включения в схему выпрямителя специального коммутирующего трансформатора, как показано на рис. 2.2.

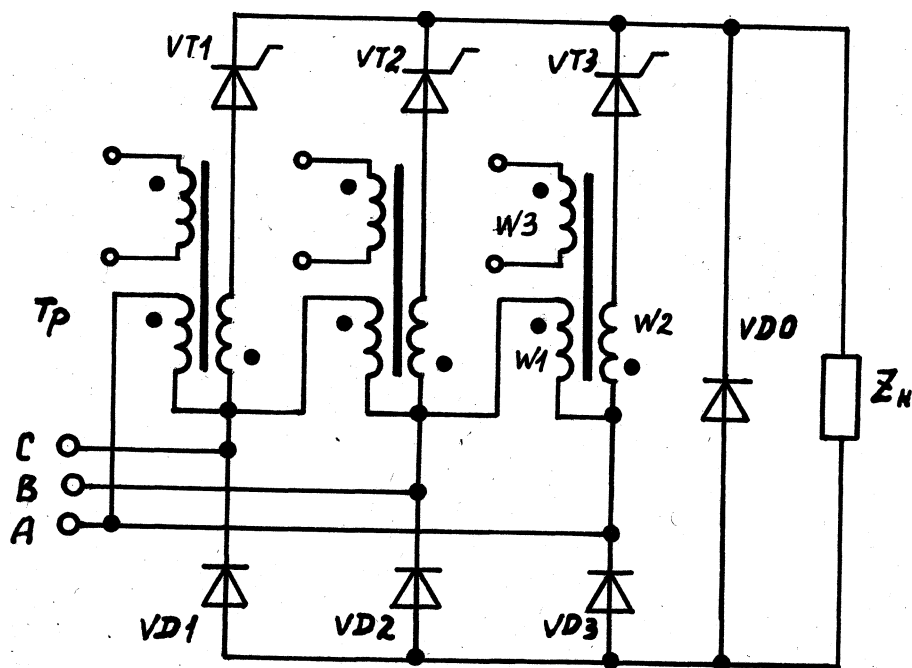


Рис. 2.2 Полууправляемый тиристорный выпрямитель с трансформаторной коммутацией

Схема работает следующим образом. Предположим, что непосредственно перед снятием управляющих импульсов тиристор $VT1$ проводил ток, а знак линейного напряжения между фазами C и A - положительный. После снятия управления тиристор $VT1$ остается включенным и ток нагрузки протекает по цепи: фаза C - обмотка Wg трансформато-

ра T_r - тиристор VT_1 - нагрузка - диод УДЗ - фаза А. При изменении знака линейного напряжения U_{ca} на противоположное токи фаз С и А снижаются до нуля, так как запирается диод УДЗ, а ток нагрузки замыкается через нулевой вентиль УДО. Если бы в цепи тиристора VT_1 не была включена вторичная обмотка W_2 трансформатора T_r , то тиристор VT_1 мог бы оказаться в "ждущем" режиме и не восстановил бы свои запирающие свойства.

Так как в цепи тиристора VT_1 включена вторичная обмотка W_2 трансформатора T_r , то при отрицательной полярности напряжения U_{ca} ЭДС этой вторичной обмотки смещает тиристор VT_1 в обратном направлении и запирает его. При положительной полярности напряжения U_{ca} ЭДС вторичной обмотки складывается с напряжением сети. Эта добавка напряжения незначительна, так как величина ЭДС всех вторичных обмоток W_2 , определяемая коэффициентом трансформации коммутирующего трансформатора и выбираемая из условия гарантированного запираения тиристорov, составляет доли процента от величины напряжения сети. Например, для выпрямителя, применяемого на тепловозах, номинальное линейное напряжение составляет 400 В, тогда как величина ЭДС вторичных обмоток трансформатора T_r , достаточная для надежного запираения тиристорov, составляет (1,5–2) В. Мощность, потребляемая коммутирующим трансформатором от питающей сети, незначительна. Для упрощения устройства управления полууправляемым выпрямителем коммутирующий трансформатор последнего может иметь дополнительные вторичные обмотки синхронизации W_3 .

На последующих выпусках тепловозов 2ТЭ121 стали применяться трехфазные тиристорные выпрямители, собранные по нулевой схеме. При работе таких УВ на сравнительно низковольтные обмотки возбуждения тяговых синхронных генераторов повышается интегральное значение их коэффициента мощности. Тиристорные выпрямители, собранные по нулевой схеме, обладают хорошей управляемостью и требуют трех

независимых каналов управления. Для повышения надежности в тепловозных УВ последовательно с тиристорами в каждой фазе включены неуправляемые вентили. Общее количество силовых полупроводниковых приборов на комплект - 8. Серьезным недостатком трехфазных нулевых схем УВ является наличие постоянной составляющей тока в фазах источника питания, что ухудшает режим работы СГЭ.

Таллинским НПО "Электротехника" для применения на тепловозах разработаны тиристорные управляемые выпрямители (преобразователи) типа ТТРП-500П и ТТРП-250. Силовая схема выпрямителя ТТРП-500 выполнена как полностью управляемый трехфазный мост с обратными диодами. Это дает возможность на тепловозе в одном шкафу использовать при необходимости различные схемы выпрямления.

Семейство преобразователей типа ТТРП кроме возбуждения синхронных генераторов может обеспечивать следующие функции:

- питание цепей управления тепловоза постоянным напряжением:
- автоматический подзаряд аккумуляторной батареи:
- питание электропривода компрессора:
- питание асинхронных мотор-вентиляторов охлаждения холодильника:
- обеспечение регулируемого питания для электроподогрева масляной и водяной систем дизеля.

По силовой схеме преобразователь ТТРП-500 унифицирован с преобразователем, обеспечивающим электрический тяговый привод путевых машин.

При этом, наряду с унификацией, существенно сокращаются габариты и масса устройств возбуждения. Так, при использовании устройства трехфазного выпрямителя с нулевым выводом, выполненного на базе преобразователя типа ТТРП-500 для одной секции тепловозов 2ТЭ121, ТЭ136, ТЭ127, ТЭП75 при 100% резервировании можно существенно сократить объем и массу электрооборудования системы возбуждения тягового агрегата тепловоза. В этом случае объем преобразо-

вателей для систем возбуждения по сравнению со схемами серийных тепловозов снизится примерно в два раза, а масса - в три раза.

При использовании мостовой схемы преобразователя понадобятся для тех же целей четыре преобразователя типа ТТРП, при этом объем преобразователей для систем возбуждения снизится в 1,25 раза, а масса уменьшится примерно в 1,6 раза.

Недостатки существующего преобразователя ТТРП-500:

- наличие обратных диодов в силовой схеме, что не допускает перевод выпрямителя в инверторный режим:
- громоздкость конструкции, связанная с наличием большого числа разъемов в системе управления и клеммных реек, что снижает надежность работы преобразователя в целом.

Применение управляемых выпрямителей на базе ТТРП-500 в системе возбуждения тягового генератора позволяет при небольших изменениях в силовой схеме и в схеме управления осуществлять перевод преобразователя из выпрямительного в инверторный режим. Это дает возможность сократить время переходного процесса в тяговой передаче тепловоза за счет уменьшения продолжительности гашения магнитного поля генератора и позволяет реализовывать быстродействующую защиту электропривода тепловоза.

В процессе исследований автором решались следующие задачи:

- выбор силовых схем управляемых выпрямителей для возбуждения генераторов как по условиям улучшения массо-габаритных показателей, так и по условиям уменьшения времени развозбуждения синхронных генераторов при сбросе нагрузки:
- разработка схем управления преобразователями для различных вариантов силовых схем выпрямителей:
- стендовые испытания системы возбуждения тягового генератора при использовании макетной системы управления преобразователя в нормальных и аварийных режимах.

В процессе исследования [124] выполнен анализ схем гашения магнитного поля тягового генератора с точки зрения реализации ускоренного развозбуждения генератора при срабатывании защиты тягового преобразователя частоты тепловоза с электропередачей переменного тока, при коротких замыканиях в силовой цепи тепловоза с электропередачей переменного-постоянного тока, а также при эксплуатации в нормальных режимах при необходимости форсированного снятия возбуждения.

На выпускаемых серийных тепловозах с электропередачей переменного-постоянного тока в качестве устройства гашения поля чаще всего применяется схема с резистором и диодом, включенных параллельно обмотке возбуждения генератора. При снятии управления с УВ и отключении контактора возбуждения набирается контур разряда тока возбуждения на резистор гашения поля. Это вызывает ускоренное снижение тока в обмотке возбуждения. Типовое значение сопротивления резистора гашения составляет 4 Ом.

В качестве второго варианта схемы гашения поля тягового генератора исследовалась схема питания обмотки возбуждения от УВ, силовая схема которого выполнена как трехфазный управляемый выпрямитель с нулевым выводом. Для обеспечения инверторного режима работы УВ обратные диоды заменены обратным тиристором.

Рассматривалась также схема гашения с применением трехфазного полностью управляемого моста без нулевых вентилей. При этом образование искусственного нулевого контура в выпрямительном режиме работы такого УВ организуется специально разработанной системой управления [34] за счет двухкратного включения тиристора за цикл. В режиме инвертирования подача дополнительных управляющих импульсов на тиристоры УВ блокируется.

Оценка скорости снижения выпрямленного напряжения тягового СТ и его тока возбуждения определялись по времени на момент

спада напряжения в звене постоянного напряжения до уровня 0,632 от первоначального значения (в соответствии с общепринятыми методами). На основе результатов исследований можно сделать следующие выводы:

- для выпрямителя с трехфазной нулевой схемой с резистором гашения сопротивлением 4,4 Ом перевод выпрямителя в инверторный режим позволяет сократить время гашения поля тягового генератора в 1,4 раза и более по сравнению с серийной схемой:
- для выпрямителя с трехфазной мостовой схемой скорость гашения поля возрастает вследствие повышения уровня напряжения в инверторном режиме, что дает возможность без резистора в цепи гашения получить практически те же характеристики гашения, что и у выпрямителя с трехфазной нулевой схемой и включенным резистором гашения 4,4 Ом:
- следует рекомендовать трехфазную мостовую схему выпрямления при сохранении объемов устройств возбуждения, соответствующих выпрямителю с трехфазной нулевой схемой:
- с целью улучшения переходных процессов в тяговом генераторе при гашении магнитного поля за счет применения инверторного режима в силовой мостовой схеме следует исключить обратные диоды, но схема управления выпрямителем должна включать искусственный нулевой контур организованный путем двухкратного включения тиристоров за цикл [34].

Широкое внедрение в практику принципов цифрового управления на базе микропроцессорных средств вычислительной техники потребовало изменения подходов к формированию исполнительных устройств силовой электроники. К ним относятся устройства регулирования возбуждения тяговых генераторов и генераторов энергоснабжения, регуляторы напряжения для питания приводов мотор-вентиляторов холодильников дизеля, устройства питания цепей управления и

заряда аккумуляторной батареи и т. д. Перечисленные устройства управления выполняются как тиристорные преобразователи и включают в себя не только элементы силовой электроники, но и устройства включения тиристоров, синхронизирующие трансформаторы, датчики контролируемых параметров [84]. Сигнальные и информационные цепи выполняются с гальванической развязкой от силовых цепей. Наличие устройств включения силовых тиристоров с гальванической развязкой дает возможность реализовать алгоритмы непосредственного цифрового управления с прямым подключением входных цепей тиристорных преобразователей к управляющей бортовой микро-ЭВМ.

Эти принципы были использованы автором при разработке схемы унифицированного тиристорного выпрямителя, предназначенного для питания цепей возбуждения тяговых генераторов отечественных и экспортных тепловозов, а также для применения его в составе микро-процессорных систем тягового электропривода тепловозов в качестве исполнительного устройства. Принципиальная схема унифицированного тиристорного выпрямителя, работающего в режиме тиристорного возбудителя, показана на рис. 2.3. Схема УВ – регулируемый мост, собранный на тиристорах VI– V8. Выпрямитель подключается к сети через автоматический выключатель Q, который служит для защиты от токов внешних и внутренних коротких замыканий. Включение тиристоров УВ осуществляется выключателями тиристоров E1 _____ E8. Для формирования и гальванического разделения сигналов синхронизации служит трансформатор синхронизации Тр. Измерение выходного тока производится датчиками ДТ1 и ДТ2. В режиме однофазного питания (см. рис. 2.3а) напряжение питания подается через переключатель S. Нагрузкой является обмотка возбуждения СГ. Работают тиристоры VI, V2 и V5, V6, образующие однофазный выпрямитель. При переключении переключателя S в другое положение, питание 0В СГ осуществляется от однофазного моста, образованного тиристорами V3, V4 и V7, V8. Таким

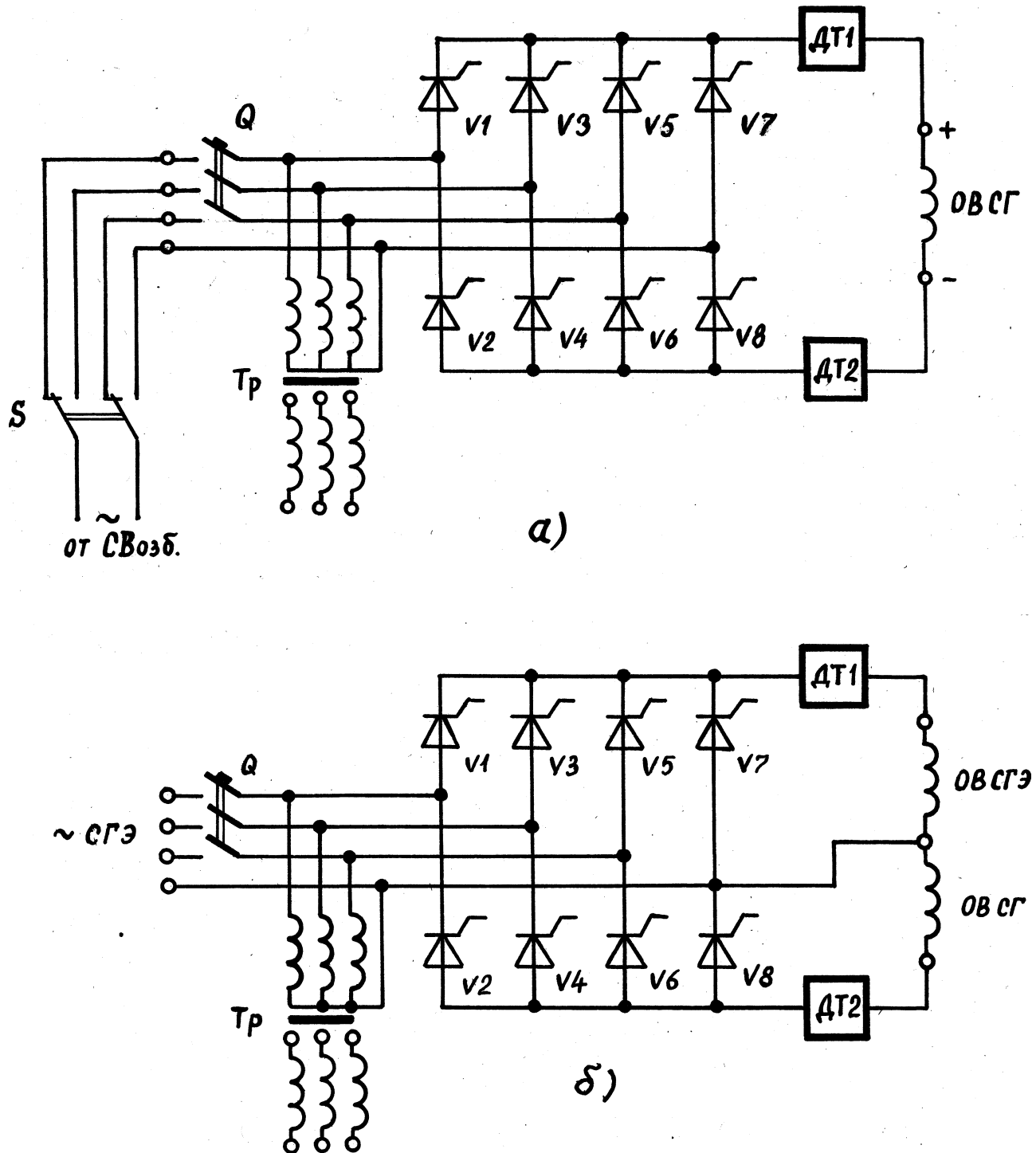


Рис.2.3 Тиристорный выпрямитель унифицированного ряда:
 а) включение с питанием от источника однофазного напряжения:

б) включение обмоток возбуждения двух СГ от трехфазного источника с нулевым выводом.

образом, осуществляется 100%-е резервирование силовой схемы УВ.

В режиме трехфазного питания С см. рис. 2.36) с одной из старторных обмоток генератора собственных нужд СГЭ на входные клеммы УВ подается трехфазное напряжение. В нагрузку включаются обмотки возбуждения двух генераторов: СГ и СГЭ. Сформированы две независимые нулевые схемы выпрямления с нулевыми тиристорами. При таком включении двух трехфазных УВ, собранных по нулевой схеме, происходит частичная компенсация постоянной составляющей фазного тока и исключаются проблемы, связанные с параллельной работой двух преобразователей при питании их от общих шин переменного напряжения.

По результатам работ автора Таллинским НПО "Электротехника" были разработаны и изготовлены опытные образцы унифицированных тиристорных выпрямителей типа В-ТПП-250-400 УХЛЗ (см. Приложение В2). Один из этих опытных образцов был установлен в схеме возбуждения тягового СГ и испытан на тепловозе ТЭП70 N 283 с микропроцессорной системой управления [4, 8, 182].

2.2. Инвариантное управление УВ в условиях изменяющихся напряжения и частоты источника питания

При создании систем самовозбуждения тепловозных СГЭ с тиристорными возбудителями резко возросли требования, предъявляемые к качеству систем фазо-импульсного управления (СИФУ). Это связано не только с тем, что по условиям работы напряжение и частота тепловозных СГЭ изменяются в широких пределах и что выходное напряжение СГЭ существенно искажено коммутационными провалами и зубцовыми гармониками, но и с тем, что в системах самовозбуждения при независимом формировании угла управления тиристорами через цепь питания УВ всегда образуется внутренний контур положительной обратной связи, существенно ухудшающий динамику системы в целом.

Применяемые на тепловозах СИФУ, работа которых основана на принципе вертикального управления с опорными напряжениями (с линейными или арккосинусными фазовыми характеристиками) [62,141,147,1581, оказались малоэффективными. Из-за неудовлетворительных динамических характеристик и неравномерной загрузки вентиля УВ также являются неприемлемыми устройства, реализующие релейный способ управления Е164). В этой связи возникла необходимость в разработке более эффективных алгоритмов управления тиристорами УВ и, соответственно, в создании метода построения более совершенных СИФУ.

Такие алгоритмы и метод построения инвариантных СИФУ для УВ с произвольной топологией были разработаны автором [74,122), а их теоретическое обоснование приведено в настоящем подразделе.

Регулировочные характеристики управляемых выпрямителей в общем виде описываются выражением вида:

$$U_d = \frac{w_{T_d} \int_{\alpha}^{\pi} U_m F(\omega t) d\omega t}{\omega T_d \alpha} \quad (2.1)$$

где U_d — среднее значение выпрямленного напряжения;
 α — угол управления, характеризующий величину задержки включения управляемого вентиля УВ и отсчитываемый от точки естественного включения вентиля в эквивалентной неуправляемой схеме:

ω — круговая частота переменного напряжения:

T_d — период выпрямленного напряжения:

$U_m F(\omega t)$ — функция, описывающая мгновенные значения выпрямляемого напряжения и зависящая от схемы УВ:

U_m — амплитудное значение фазного напряжения сети:

w_{T_d} — угол, характеризующий интервал интегрирования функции $U_m F(\omega t)$.

Выпрямленное напряжение является периодической функцией,

период которой определяется выражением:

$$T_d = \frac{2 \pi T}{\omega q m q m} \quad , \quad \text{С 2.2)}$$

где q - тактность схемы УВ:

m - число фаз источника питания:

T - период переменного напряжения источника питания.

Функция $U_m f_{Cwt}$) определена на полном интервале интегрирования $[0:0p]$ и, в общем случае, представляет собой зависимость мгновенных значений разности потенциалов между теми выводами источника питания, которые в данный момент времени подключены управляемыми вентилями УВ к нагрузке. Поэтому функция f_{Cwt}) представляет собой периодическую безразмерную кусочно-непрерывную функцию с периодом, равным $0p$. Величина $0p$ определяется возможной продолжительностью включенного состояния управляемых вентилях в каждой конкретной схеме УВ и зависит от пульсности выпрямителя и числа фаз источника питания.

При произвольной топологии УВ функция f_{Cwt}) будет положительной на интервалах, когда вентили работают в выпрямительном режиме, отрицательной на интервалах работы вентилях в режиме инвертирования и может принимать нулевые значения на интервалах коммутации, либо по потенциальным условиям источника питания. Если активно-индуктивная нагрузка УВ шунтирована нулевым вентилем, режим инвертирования отсутствует, функция f_{Cwt}) на всем интервале интегрирования не принимает отрицательных значений и всегда будет равна нулю на интервалах проводящего состояния нулевого вентиля.

На интервале интегрирования $[0:0p]$ функция f_{Cwt}) описывается, как правило, синусоидой, отрезками синусоид, либо принимает на определенных участках нулевые значения. Поэтому, как следует из выражения С 2.1), регулировочные характеристики УВ существенно нели-

нейны, а нестабильность или изменение амплитуды питающего напряжения вызывают соответствующие отклонения регулировочной характеристики. Процессы коммутации вентиляей также оказывают заметное влияние на вид и стабильность регулировочной характеристики, причем это влияние сказывается не только из-за искажения функции F_{Cwt} , но и из-за возмущающих воздействий на каналы управления СИФУ. Несмотря на сложность физических процессов, происходящих в реальных схемах УВ при выпрямлении переменного напряжения, можно построить инвариантную СИФУ, позволяющую получить регулировочную характеристику УВ в виде:

$$U_d = kU_y, \quad \text{С 2.3)}$$

где U_y - внешнее управляющее воздействие:

k - полный коэффициент передачи системы "СИФУ -УВ".

В основу алгоритма инвариантного управления положен принцип интегрирования во временной области подинтегрального выражения формулы (2.1):

$$U_{nCt}) = \frac{K_{tr}}{T_i} \int_0^t U_m F_{Cwt}) dt, \quad \text{С 2.4)}$$

где $U_{nCt})$ - текущее значение интеграла С 2.4):

t - текущее время:

T_i - постоянная интегрирования:

K_{tr} - коэффициент трансформации синхронизирующего трансформатора.

Интегрирование в каждом канале управления ведется с нулевыми начальными условиями, причем за начало отсчета принят момент включения соответствующего управляемого вентиля в эквивалентной диодной схеме УВ. Интегрирование производится до момента выхода данного управляемого вентиля из работы, т.е. до момента времени t_1 ,

$$FCcO = \frac{2Lk}{QmUm} t_{UMK} - U_y J \quad (2.10)$$

Выражение (2.10) описывает алгоритм формирования текущего угла в каждом из каналов управления инвариантной СИФУ. При этом в качестве $U_{ик}$ должно быть принято его значение на предыдущих интервалах формирования управляющего импульса в данном канале или в одном из предшествующих активных каналов управления C при общем их числе не менее двух).

Метод построения инвариантной СИФУ заключается в следующем:

- формирование функции $KTrUmFCwt)$ на соответствующем канале управления;
- запоминание конечного значения интеграла C (2.6) на предыдущем интервале интегрирования;
- интегрирование с нулевыми начальными условиями функции $KTrUmFCwt)$ во временной области;
- сравнение текущего значения интеграла C (2.4) с внешним управляющим воздействием U_y , отсчитываемым от конечного значения интеграла $ик$ C (2.6) на предыдущем интервале формирования управляющего импульса;
- формирование управляющего импульса на текущем интервале времени путем сравнения мгновенного значения интеграла C (2.4) с сигналом разности $Siик - U_y)$.

В простейшем виде графическая интерпретация процесса формирования управляющего импульса в каждом из каналов управления на текущем интервале времени представлена на рис. 2.4.

Словесное описание приведенного выше алгоритма можно представить в виде структурной схемы, показанной на рис. 2.5.

Если частота источника питания стабильна, а амплитуда фазного напряжения будет изменяться, то при постоянной величине внешнего управляющего воздействия U_y инвариантная СИФУ автоматически

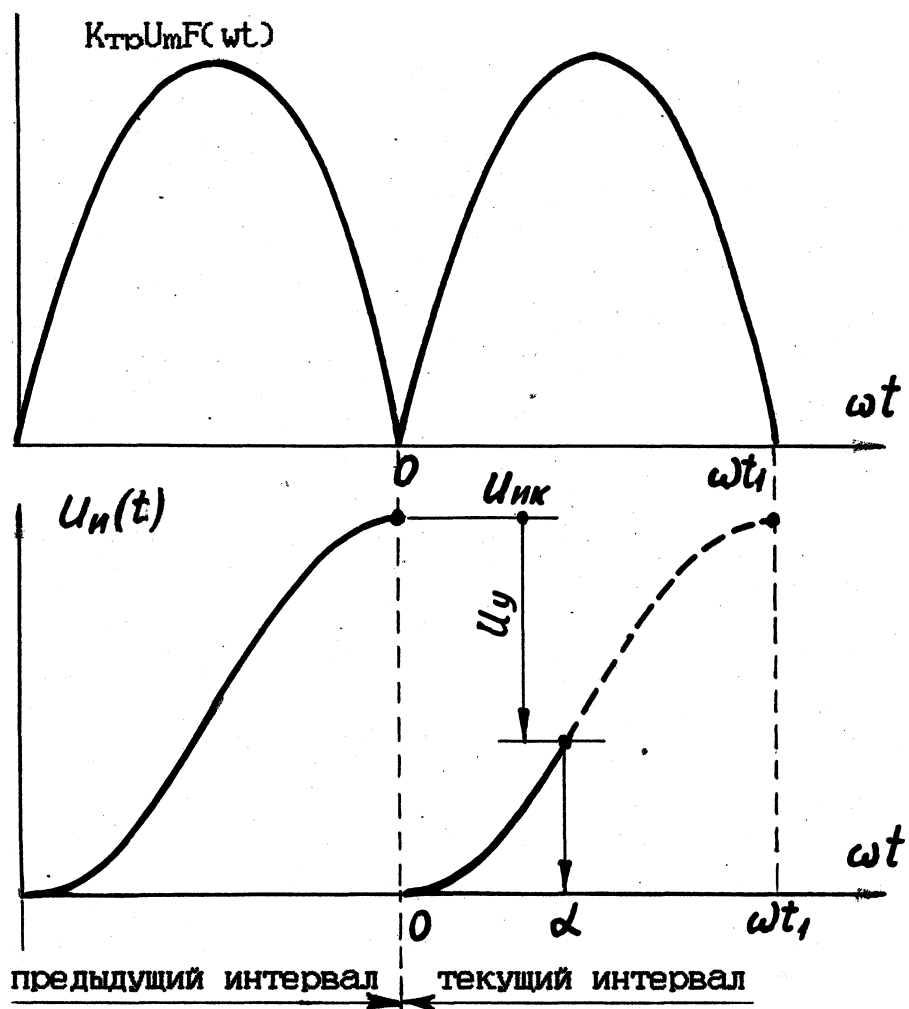


Рис.2.4 Процесс формирования управляющего импульса в инвариантной СИФУ

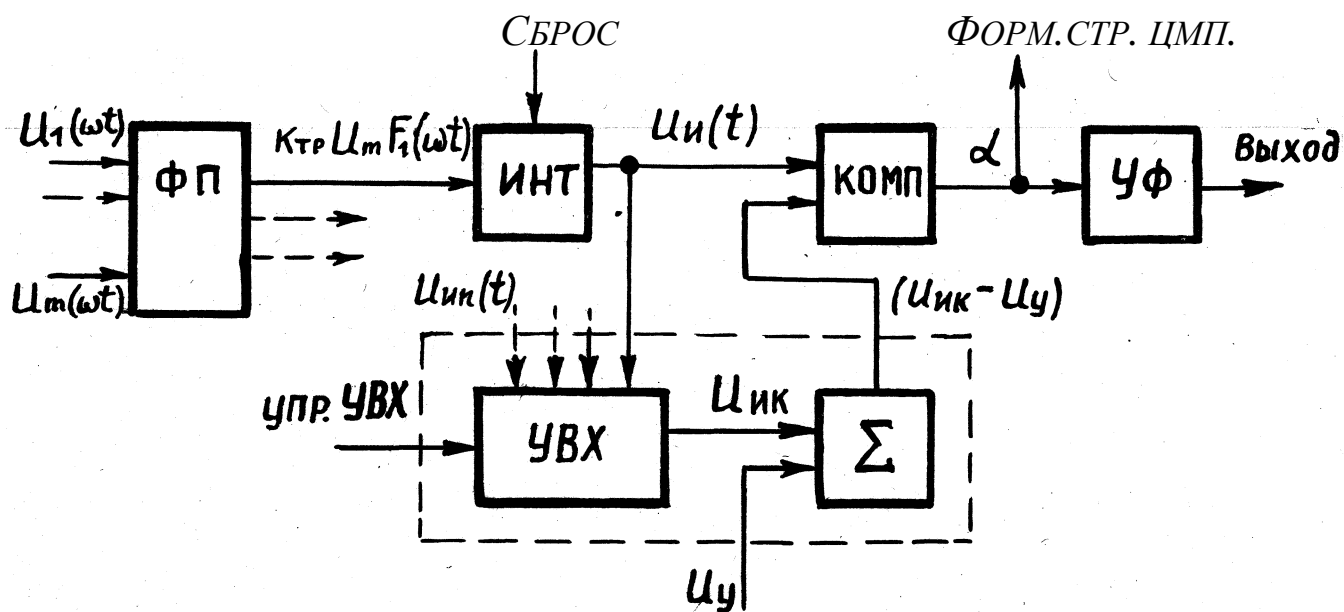


Рис.2.5 Структурная схема инвариантной СИФУ

откорректирует значение угла управления тиристорами таким образом, что среднее значение выпрямленного напряжения не изменится. Принцип такого управления поясняется графиками на рис. 2.6. Допустим, что до изменения напряжения источника питания его амплитуда равна $U_m = U_{m1}$, угол управления тиристорами $U_B \alpha = \alpha_1$ при внешнем сигнале управления, равном $U_y = \text{const}$. Тогда среднее значение выпрямленного напряжения определяется площадью фигуры "авса" (см. рис.2.6). При увеличении напряжения источника питания его амплитуда при новом установившемся режиме стала равной $U_m = U_{m2}$. Соответственно увеличилась скорость интегрирования функции $K_{Tr} U_m F(\omega t)$ и конечное значение интеграла (2.6) стало равным $U_{ик} = U_{ик2}$. Теперь уже при сравнении текущего значения интеграла $U_n(t)$ на данном интервале интегрирования с управляющим сигналом, равным разности (Пик - U_y), сформируется новый импульс управления с углом $\alpha_2 = \alpha_1$. Среднее значение выпрямленного напряжения при новом значении $U_m = U_{m2}$ определяется площадью фигуры "dfcd". Легко показать, что площади фигур "abca" и "dfcd" равновелики. Это говорит о том, что при данном способе управления тиристорами U_B изменение напряжения питания при $U_y = \text{const}$ и $U_y = \text{const}$ не приводит к изменению среднего значения выпрямленного напряжения.

Исключение составляют случаи, когда при снижении напряжения питания U_B переходит в режим полного управления, что соответствует управлению с углом $\alpha = 0$. Таким образом, семейство статических характеристик системы "УВ - СИФУ" имеет два четко выраженных участка: рабочий участок, описываемый выражением (2.3), и участок насыщения. На участках насыщения среднее значение выпрямленного напряжения, определяемое по формуле (2.1) при $\alpha = 0$, ограничено величиной: $U_{доi} \ll F(U_{mi}: 0) = \text{const}$, при $i = 1, 2, 3$ _____

Экспериментальные регулировочные характеристики УВ, собранных по трехфазной мостовой полууправляемой и по трехфазной нуле-

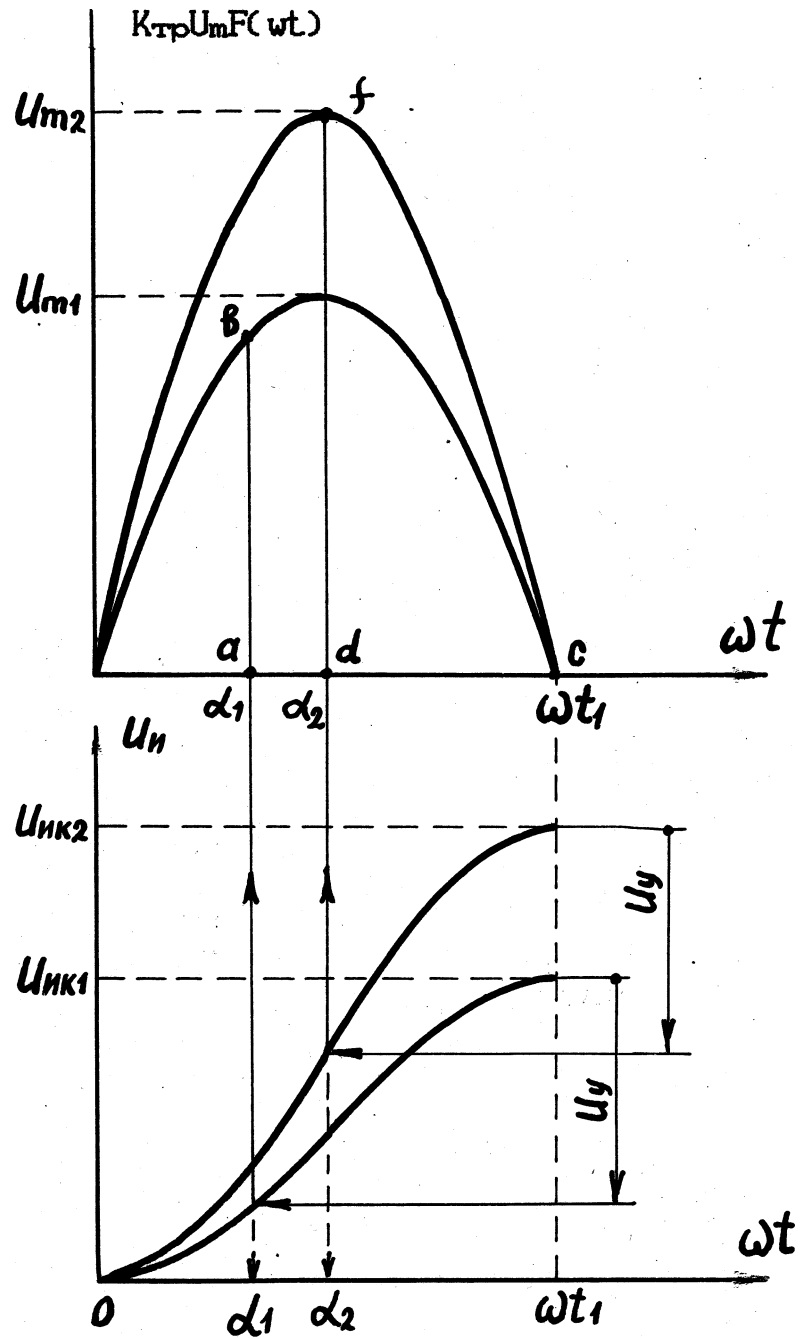


Рис. 2.6 К пояснению принципа инвариантного управления при $U_m - \text{const}$, $\omega - \text{const}$ и $U_v = \text{const}$

вой схемам, при инвариантном управлении приведены на рис. 2.7. Они полностью тождественны расчетным, приведенным на рис. 2.8а.

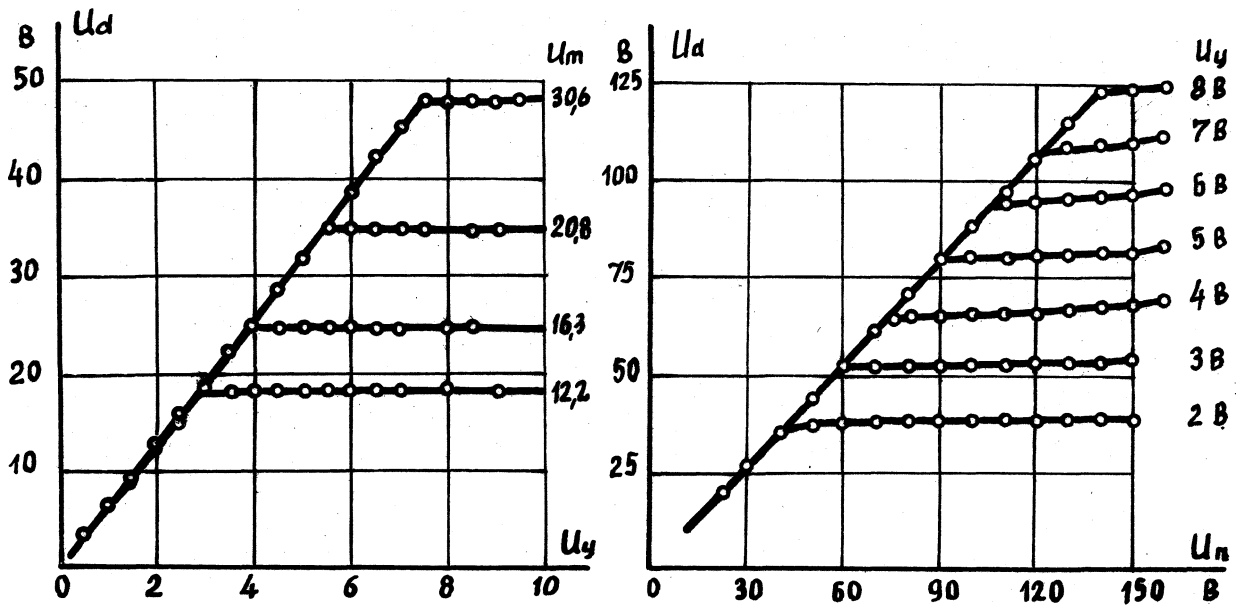
В случае, если СГЭ регулируется по закону $CUm/w) = const$, то, регулировочные характеристики УВ при инвариантном управлении принимают вид, приведенный на рис. 2.8б. Это следует из выражения (2.8), если записать его в виде:

$$F(s) = \frac{w T_{и} O_{ик} k U_{у}}{U_{м} K_{тр} w} \quad (2.11)$$

Регулировочные характеристики УВ с инвариантным управлением при $Um/w = const$ легко привести к идеальным (подобным показанным на рис. 2.7), если на вход инвариантной СИФУ подать сигнал управляющего воздействия в виде:

$$U_{у} = wU_{у} \quad (2.12)$$

Инвариантная СИФУ, построенная по описанному выше принципу, обеспечивает получение практически идеальных регулировочных характеристик УВ. Кроме того, она обладает хорошими динамическими характеристиками и отличается высокой помехозащищенностью. Первое объясняется тем, что каждое последующее значение Пик, являющееся базовым для формирования угла управления тиристорами УВ, обновляется на каждом текущем интервале управления, причем задержка этого обновления, как правило, не превышает величины T_d . Второе связано с тем, что в контуре формирования опорного напряжения $U_n(t)$ включен интегратор, в связи с чем не требуется фильтрация синхронизирующих напряжений $K_{тр}U_{м}F(wt)$.



B)

Рис. 2.7 Экспериментальные регулировочные характеристики УВ:

а) трехфазная мостовая полупроводящая схема при

$$U_d = \Gamma C U_y) \text{ и } U_m = \text{const};$$

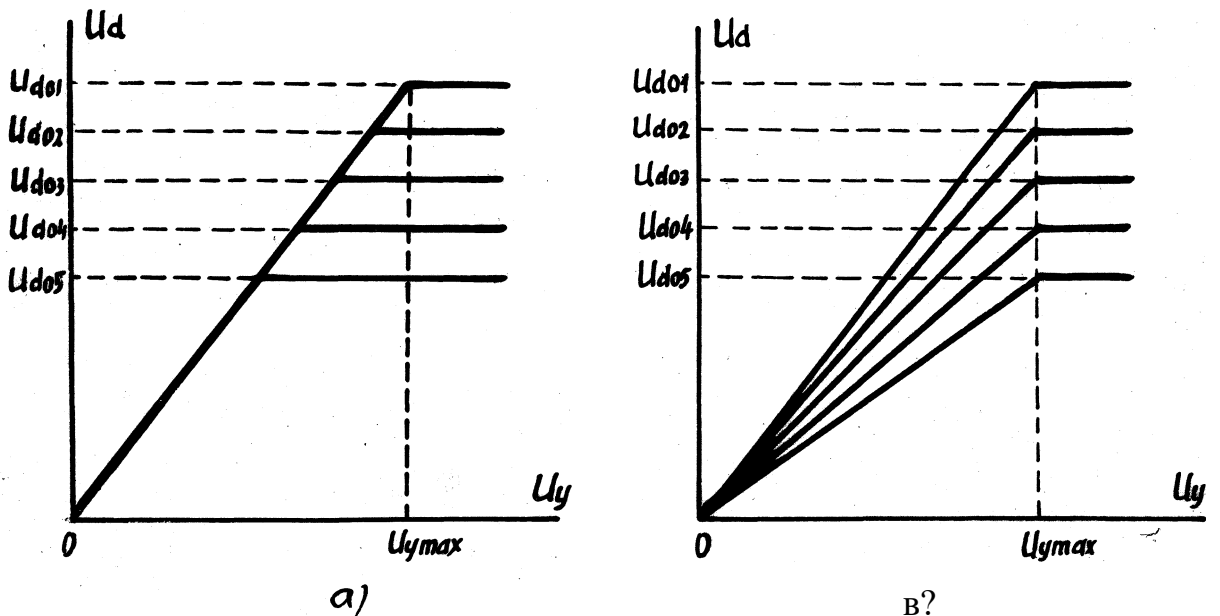
в) однофазная мостовая схема при $U_d = \Gamma C U_m)$ и $U_y = \text{const}$.

Рис. 2.8 Расчетные регулировочные

с инвариантной СИФУ при:

а) $w = \text{const}$; $U_m = \text{const}$; в) $C U_m / w = \text{const}$.характеристики УВ $U_d = \Gamma C U_y)$

2.3. Совершенствование тягового электропривода переменного - постоянного тока

2.3.1. Принципиальная схема ТЭП переменного - постоянного тока.

Принципиальная схема, разработанная с участием автора ТЭП переменного-постоянного тока с тиристорными преобразователями, приведена на рис.2.9. В состав ТЭП входит тяговый двухобмоточный СГ, ТЭД постоянного тока с последовательным возбуждением (для упрощения чертежа на схеме показано только два ТЭД), тиристорный преобразователь, тормозные резисторы R_T , реверсор SR и тормозной контактор SB . С точки зрения удобства компоновки преобразователя на тепловозе его целесообразно изготовить в виде отдельных узлов: одного шкафа ввода питания (ШВ) и трех идентичных шкафов тиристорных выпрямителей (ШТВ), количество которых равно числу пар ТЭД. ШТВ, в составе которого содержится два трехфазных тиристорных коммутатора (выпрямителя), подключаются к фазам СГ через входящие в состав ШВ разделительные реакторы и предохранители (последние на рис.2.9 не показаны). В состав ШВ входит также общий для всех ТЭД тиристорно-диодный коммутатор ослабления поля (диоды V_1, V_2, V_3 : тиристоры V_4, V_5, V_6). В отличие от широко распространенной топологии силовой схемы преобразователя, формирующего на выходе двенадцатипульсное выпрямленное напряжение с помощью двух последовательно соединенных последовательно вентильных коммутаторов, топология силовой схемы преобразователя в рассматриваемой схеме видоизменена. Последовательное соединение вентильных коммутаторов выполнено не как обычно (с помощью простой "перемычки"), а через последовательные обмотки возбуждения двух ТЭД. Их якорные обмотки соединены последовательно и подключены к выходу преобразователя. Именно такое включение обмоток возбуждения ТЭД позволило обеспечить с помощью

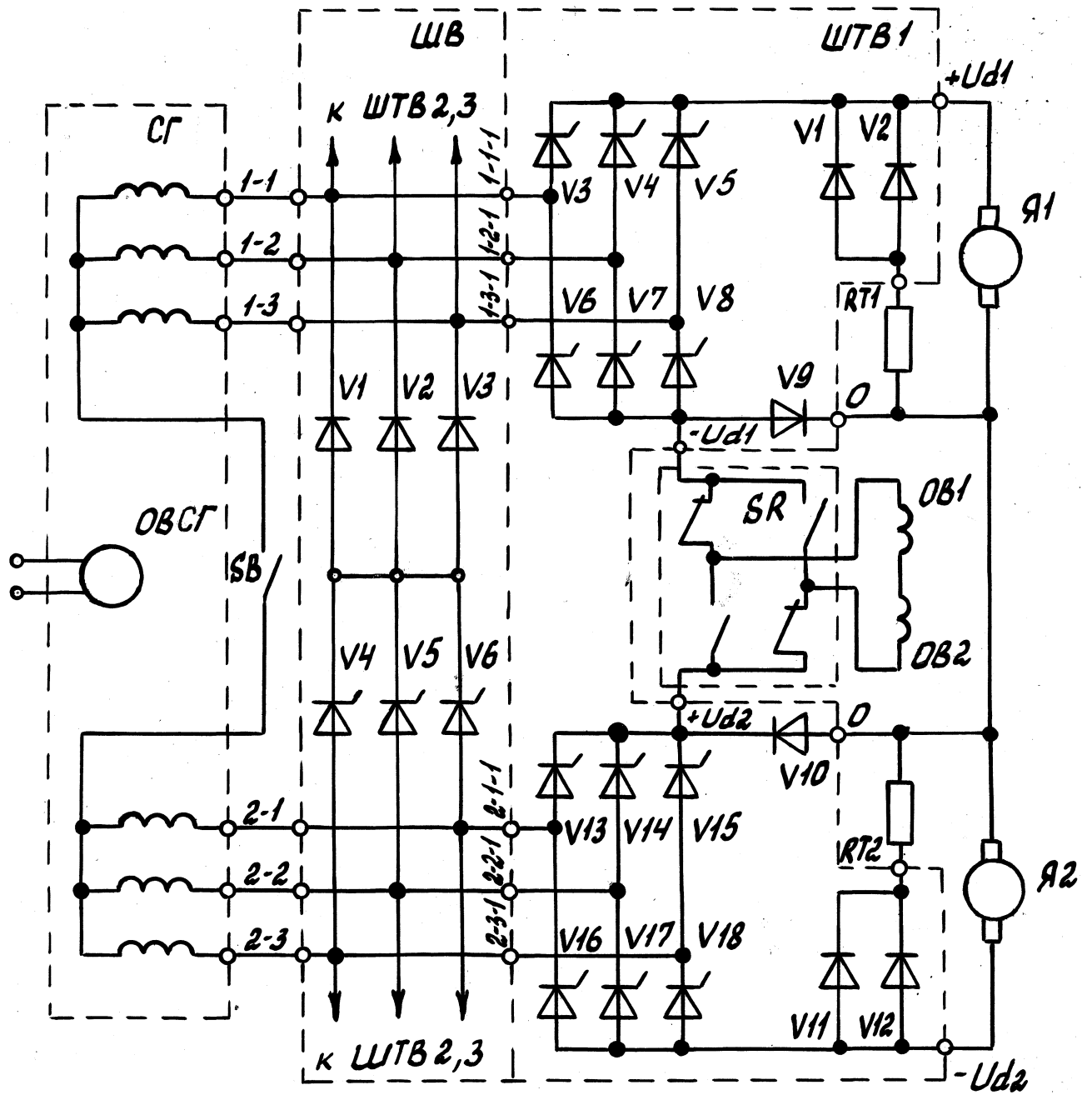


Рис. 2.9 Автономный тяговый электропривод переменного-постоянного тока с тиристорными преобразователями.

тиристорно-диодного коммутатора плавное бесконтактное ослабление поля ТЭД в широком диапазоне. Ослабление поля осуществляется воздействием на управляющие электроды тиристоров.

Рассмотрим работу схемы по рис. 2.9 на примере одной пары тяговых электродвигателей в следующих характерных режимах.

а) Режим тяги при полном поле тяговых электродвигателей.

В исходном состоянии схемы контакты реверсора SR установлены в положение, соответствующее выбранному направлению движения, контактор SB выключен, с тиристоров V4–V6 ШВ снято управление. На тиристоры V3–V8 и V13–V18 ШТВ1 подано полное управление (диодный режим). При этом тяговые электродвигатели запитываются от синхронного генератора СГ по цепи: первая трехфазная обмотка СГ – тиристоры катодной группы V3–V5 первого тиристорного моста ШТВ1 – якорная обмотка Я1 первого тягового электродвигателя – якорная обмотка Я2 второго тягового электродвигателя – тиристоры анодной группы V16–V18 второго тиристорного моста – вторая трехфазная обмотка СГ – тиристоры катодной группы V13 _____ V15 второго тиристорного моста – реверсор и последовательно включенные обмотки возбуждения 0B2 и 0B1 – тиристоры анодной группы V6... V8 первого тиристорного моста – первая трехфазная обмотка СГ. Очередность работы тиристоров первого и второго тиристорных мостов определяются потенциальными условиями на выводах первой и второй трехфазных обмоток генератора СГ. Вентили V1, V2, V11, V12 заперты соответственно напряжениями, приложенными к якорным обмоткам Я1 и Я2 первого и второго тяговых электродвигателей. Вентили V9 и V10 заперты падением напряжения на обмотках возбуждения 0B1 и 0B2. Якорные обмотки Я1 и Я2 и обмотки возбуждения 0B1 и 0B2 обтекаются одним и тем же током, что обеспечивает хорошее распределение нагрузок между двумя ТЭД, которые работают в режиме последовательного возбуждения. При этом из-за конечной величины падения напряжения на по-

следовательно включенных обмотках возбуждения 0В1 и 0В2 допускается определенный небаланс в характеристиках ТЭД и расхождение в диаметрах бандажей колесных пар, связанных с этими двигателями. Если крутящий момент, развиваемый ТЭД, превышает приведенный к их валу момент сопротивления движению, происходит разгон локомотива.

В случае боксования одной из движущих осей, связанной, например, с первым тяговым электродвигателем, ток в цепи якоря последнего снижается. Однако частота вращения этой оси возрастает незначительно, так как связанный с этой осью ТЭД начинает работать в режиме независимого возбуждения. Это объясняется тем, что возникают условия для включения вентиля V9 ШТВ1 и ток питания нормально работающего второго ТЭД начинает протекать по цепи: вторая трехфазная обмотка СГ - тиристоры катодной группы V13-V15 второго тиристорного моста - контакты реверсора и обмотки возбуждения 0В2 и 0В1 - вентиль V9, якорная обмотка 92 второго ТЭД - тиристоры анодной группы V16-V18 второго тиристорного моста - вторая трехфазная обмотка СГ. Следовательно, боксующий ТЭД начинает работать в режиме независимого возбуждения.

Схема ТЭП симметрична относительно обоих ТЭД. В случае срыва в боксование второй оси, процессы в ТЭП протекают аналогично. Все это предопределяет высокие сцепные свойства рассматриваемого электропривода (аналогично описанному в Е53J).

б) Режим тяги при ослаблении поля ТЭД.

Для расширения скоростного диапазона тягового электропривода требуется отдельное регулирование тока якорных обмоток и тока возбуждения тяговых электродвигателей. В рассматриваемом электроприводе это достигается тем, что в состав ШВ дополнительно введен узел тиристорного коммутатора ослабления поля (вентили V1 _____ V3, тиристоры V4-V6), который является общим для всего тягового электропривода шестиосного тепловоза (для упрощения чтения схемы

шкафы ШТВ2 и ШТВ3 на рис.2.9 не показаны). За счет фазового управления тиристорами V4 _____ V6 ШВ часть тока якоря тяговых электродвигателей ответвляется в цепь с этими элементами, что дает возможность изменять по заданному закону соотношение между током якоря и током возбуждения тяговых электродвигателей. В остальном тяговый электропривод работает аналогично режиму полного поля.

Реализация режима плавного ослабления поля тяговых электродвигателей позволила исключить из схемы тиристорного электропривода традиционные для обычных схем резисторы и контакторы шунтировки поля и повысить тягово-энергетические характеристики тепловоза. Так как плавное ослабление поля производится в режиме постоянной мощности и при минимальном токе тягового блока СТ-В, эксплуатационный КПД ТЭП в зоне высоких скоростей движения локомотива возрастает.

- в) Работа тягового тиристорного электропривода переменного - постоянного тока в режиме электрического торможения.

В исходном состоянии схемы Сем. рис.2.9) контакты реверсора SR устанавливаются в положение, соответствующее противоположному направлению движения, снимается управление с тиристоров V4 _____

V6 ШВ, с тиристоров V3- V5, V16 _____ V

18 1УТВ1 С и аналогичных им в ШТВ2 и ШТВ3), включается контактор SB. При этом генератор СТ переводится в режим поддержания постоянства небольшого по величине выходного линейного напряжения (порядка 50 В).

В тормозном режиме осуществляется тиристорное регулирование тока возбуждения тяговых электродвигателей по цепи: фазные выводы 2-1-2-3 второй трехфазной статорной обмотки СТ - тиристоры V13-V15 катодной группы второго тиристорного моста - контакты реверсора SR и обмотки возбуждения 0B2 и 0B1 - тиристоры анодной

обмотки СГ - замкнутые контакты контактора SB - "0" второй статорной обмотки СГ. При этом ЭДС якорных обмоток Я1 и Я2 реверсируются, а якорные обмотки ТЭД через вентили VI, V2 и V11, V12 подключаются к соответствующим тормозным резисторам RT1 и RT2. Таким образом, реализуется бесконтактная схема электрического торможения и из силовой схемы ТЭП исключается тормозной переключатель, который необходим в схемах тепловозов 2ТЭ116УП, 2ТЭ121, ТЭП70 и др.

В электропередачах переменного-постоянного тока серийных и опытных тепловозов в режиме электрического торможения осуществляется общее регулирование тока возбуждения всех тяговых электродвигателей путем воздействия на ток возбуждения СГ. В рассматриваемой схеме СГ при электрическом торможении тепловоза используется только в качестве низковольтного источника питания цепей возбуждения ТЭД и исключен из контура регулирования тормозного режима. Парное регулирование тока возбуждения всех ТЭД осуществляется тиристорными преобразователями (вентили V6-V8 и V13-V15 на рис. 2.9, входящие в состав каждого из шкафов ШТВ). При этом схема ТЭП переменного-постоянного тока с тиристорными преобразователями по рис. 2.9 в режиме торможения принимает вид, приведенный на рис. 2.10. Таким образом, в схеме торможения :

- во-первых, существенно расширяется диапазон регулирования тока возбуждения тяговых электродвигателей (в серийной схеме диапазон регулирования тока возбуждения тяговых электродвигателей в режиме торможения ограничен снизу из-за существенного влияния остаточного намагничивания тягового СГ) :
- во-вторых, расширяется область динамической устойчивости тиристорной схемы в режиме торможения за счет исключения из контура регулирования СГ, обмотка возбуждения которого имеет значительную постоянную времени:
- в-третьих, регулирование в режиме торможения ведется, по край-

ней мере, по трем независимым каналам управления С для шестиосного тепловоза), что повышает живучесть схемы электрического тормоза и ее противогазные свойства.

г) Противоаварийные свойства тиристорной схемы.

Высокие противоаварийные свойства тиристорной схемы тягового электропривода заключаются в возможности быстрого отключения всех тяговых электродвигателей, либо любой их пары. При возникновении аварийных ситуаций, например, при круговом огне на коллекторе быстрое отключение цепи с поврежденным двигателем осуществляется путем снятия управления с тиристоров в шкафу соответствующего ШТВ. Процесс отключения происходит за время, не превышающее продолжительности полупериода питающего напряжения. При этом соблюдаются условия безразрывной коммутации: обмотки возбуждения тяговых электродвигателей шунтированы последовательно включенными диодами V9 и V10 (См. рис.2.9), а якорные обмотки их шунтированы диодами и тормозными резисторами С соответственно VI, V2, RT1 и V11, V12, RT2). Токи якорных цепей при их отключении спадают достаточно быстро, поскольку в разрядных контурах включены тормозные резисторы. Таким образом, при реальных параметрах электрооборудования, входящего в состав силовой цепи тепловоза, время отключения электропередачи путем снятия управляющих импульсов с тиристорных преобразователей не превышает С 5–15) мс во всех возможных режимах работы тепловоза.

Защита тиристоров преобразователя осуществляется быстродействующими предохранителями, включенными в фазы источника питания каждого из ШТВ. Конструктивно их удобно размещать в шкафу ШВ.

2.3.2. Выбор метода исследования схемы ТЭП переменного тока с тиристорными преобразователями.

Традиционные подходы к исследованию таких сложных систем ТЭП, как приведенная на рис. 2.9, требуют больших затрат времени,

энергетических и материальных ресурсов при дорогостоящих крупномасштабных натурных экспериментах. Особые трудности возникают при необходимости учета случайных воздействий на систему или при анализе аварийных ситуаций. Эффективной альтернативой такому положению является широкое внедрение в практику технологии имитационного моделирования (СИМ), под которым понимается математическое моделирование на ЭВМ электромагнитных процессов в исследуемой системе. В этом случае появляется возможность многократного отслеживания протекания этих процессов, причем и для различных исходных данных. В результате, достаточно быстро и с минимальными затратами можно получить представление о возможных границах или типах поведения системы в целом, о влиянии на нее управляющих и случайных воздействий, изменений в структуре и влиянии других факторов.

Применение технологии ИМ на этапе теоретических исследований и при проектировании автономных систем с вентильными преобразователями позволяет без существенных допущений исследовать электромагнитные процессы в этих системах и определить основные технологические характеристики и показатели качества электромагнитной энергии, характеризующие электромагнитную совместимость электрооборудования с преобразователями.

В настоящее время в связи с широким распространением ИВМ – совместимых профессионально – персональных компьютеров (СПК) ИМ становится инженерным методом, а наработанный ранее арсенал его математических, системных методов и программных средств выходит в плоскость практических задач обобщения, инженерной адаптации и приложений к решению конкретных задач. В этой связи представляется целесообразным провести исследование тиристорного ТЭП переменного – постоянного тока методами ИМ в следующих режимах:

- тяги при полном токе:
- тяги при ослаблении поля тяговых электродвигателей:

- боксования:
- электрического торможения.

Параметры электрооборудования, входящего в состав силовой схемы, представлены в Приложении А1.

2.4. Математическое описание тягового тиристорного электропривода переменного - постоянного тока

2.4.1. Принятые допущения и характеристика объекта. При разработке имитационной модели требуется реализация элементов общей модели привода в следующих модификациях:

- модель тягового СТ в нескольких модификациях:

а) модель генераторно-выпрямительной установки по нагрузочным характеристикам с учетом реакции якоря, насыщения магнитной цепи, коммутации вентилей, инерционности обмотки возбуждения:

б) модель СТ с учетом инерционности и нелинейности цепи возбуждения, синусоидальности и симметричности систем статорных ЭДС и коммутационной реактивности статорных цепей:

в) модель СТ в уравнениях Парка-Горева с учетом демпферной обмотки и нелинейностей:

г) полная модель тепловозного СТ с системой двух звезд, сдвинутых на 30 электрических градусов друг относительно друга:

- модели выпрямителей трехфазного мостового неуправляемого (на диодах) и управляемого тиристорного по мостовой схеме и по схеме с нулевым выводом и с нулевыми вентилями (модели вентилей - RSL):

- модель тягового ЭД постоянного тока (2-3 модификации по аналогии с модификациями моделей СТ).

В настоящей работе принятые допущения реализуют вариант б) модели СТ (и соответственно тягового ЭД). При этом скорости враще-

ния роторов электрических машин принимаются фиксированными и не меняются на шаге интегрирования. Такие допущения справедливы для исследования быстрых процессов в цепях преобразования энергии.

Разработка имитационной модели тиристорного электропривода переменного-постоянного тока и ее исследование выполнены совместно с к. т. н. Полтораком С. Н.

2.4.2. Математическое описание тягового СТ.

Модель СТ в настоящей работе рассматривается в виде блочно-матричных уравнений. Рассматриваемая модель должна учитывать влияние высших гармоник фазного тока и напряжения на величину дополнительных потерь в СТ, а также особенности переходных процессов и динамики тягового электропривода, питаемого от автономной системы "дизель - СТ" соизмеримой мощности, с учетом электромагнитной симметрии СТ.

Обозначив одностолбцовые матрицы напряжений (\mathbf{u}_Φ), токов (\mathbf{i}_Φ) и потокосцепления ($\mathbf{\Psi}$) фазных обмоток статора в виде, показанном ниже:

$$\mathbf{(u}_\Phi) = \begin{pmatrix} u_a \\ u_b \\ u_c \end{pmatrix} ; \mathbf{(i}_\Phi) = \begin{pmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{pmatrix} ; \mathbf{(\Psi)} = \begin{pmatrix} \Psi_a \\ \Psi_b \\ \Psi_c \end{pmatrix} \quad (2.13)$$

получим запись уравнений электрического равновесия СТ в фазной системе координат в виде блочно-матричного уравнения:

$$\mathbf{U} \mathbf{u} \mathbf{U} = \mathbf{U} \mathbf{R} \mathbf{U} \mathbf{i} + \frac{d}{dt} \mathbf{U} \mathbf{\Psi} \mathbf{U} \quad (2.14)$$

$$\text{где } \mathbf{U} \mathbf{U} = \begin{pmatrix} \mathbf{U}_\Phi & \mathbf{U}_\Psi \\ \mathbf{U}_\Psi & \mathbf{U}_V \end{pmatrix}$$

- блочные матрицы мгновенных значений напряжений, токов и потокосцепления фазных обмоток статора и обмотки возбуждения:

$\begin{bmatrix} \text{II} & \text{R} & \text{II} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \text{Пф} & \text{O} \\ \text{O} & \text{Rв} \end{bmatrix}$ - блочная матрица активных сопротивлений:

$\begin{bmatrix} \text{II} & \text{Кф} & \text{II} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \text{Ra} & \text{O} & \text{O} \\ \text{O} & \text{Rв} & \text{O} \\ \text{O} & \text{O} & \text{Ro} \end{bmatrix}$ - матрица активных сопротивлений обмоток статора:

$i_{в}$, $R_{в}$ - соответственно напряжение, ток и активное сопротивление обмотки возбуждения.

На рис. 2.11 показана ориентация используемых координатных осей. Оси ABC связаны с фазными обмотками статора (косоугольная система координат): оси dq связаны с ротором СТ, оси ab связаны с обмотками статора и используются при переходе от трехфазной системы обмоток к эквивалентной двухфазной.

Под потокосцеплением обмоток понимается величина магнитного потока, сцепленного с эффективным числом витков данной обмотки:

$$\Psi = \Phi_m \text{Цэ} = L * i \quad (2.15)$$

Индуктивность $L_{в}$ обмотки возбуждения не зависит от угла поворота ротора СТ и влияния полей рассеяния и может быть учтена соответствующим изменением коэффициента C_i :

$$L_{в} = C_1 * W_{в} * C_{a0} + a_2 / 2, \quad (2.16)$$

где $C_1 = 2/51 * T * I_6 * W_6$ - коэффициент связи между амплитудами индукции синусоидально распределенного поля обмотки возбуждения и потокосцепления:

a_0 , a_2 - постоянная составляющая и амплитуда второй гармоники проводимости воздушного зазора СТ с учетом его неравномерности.

Учитывая (2.15) и (2.16), уравнение (2.14) можно записать в матричном виде:

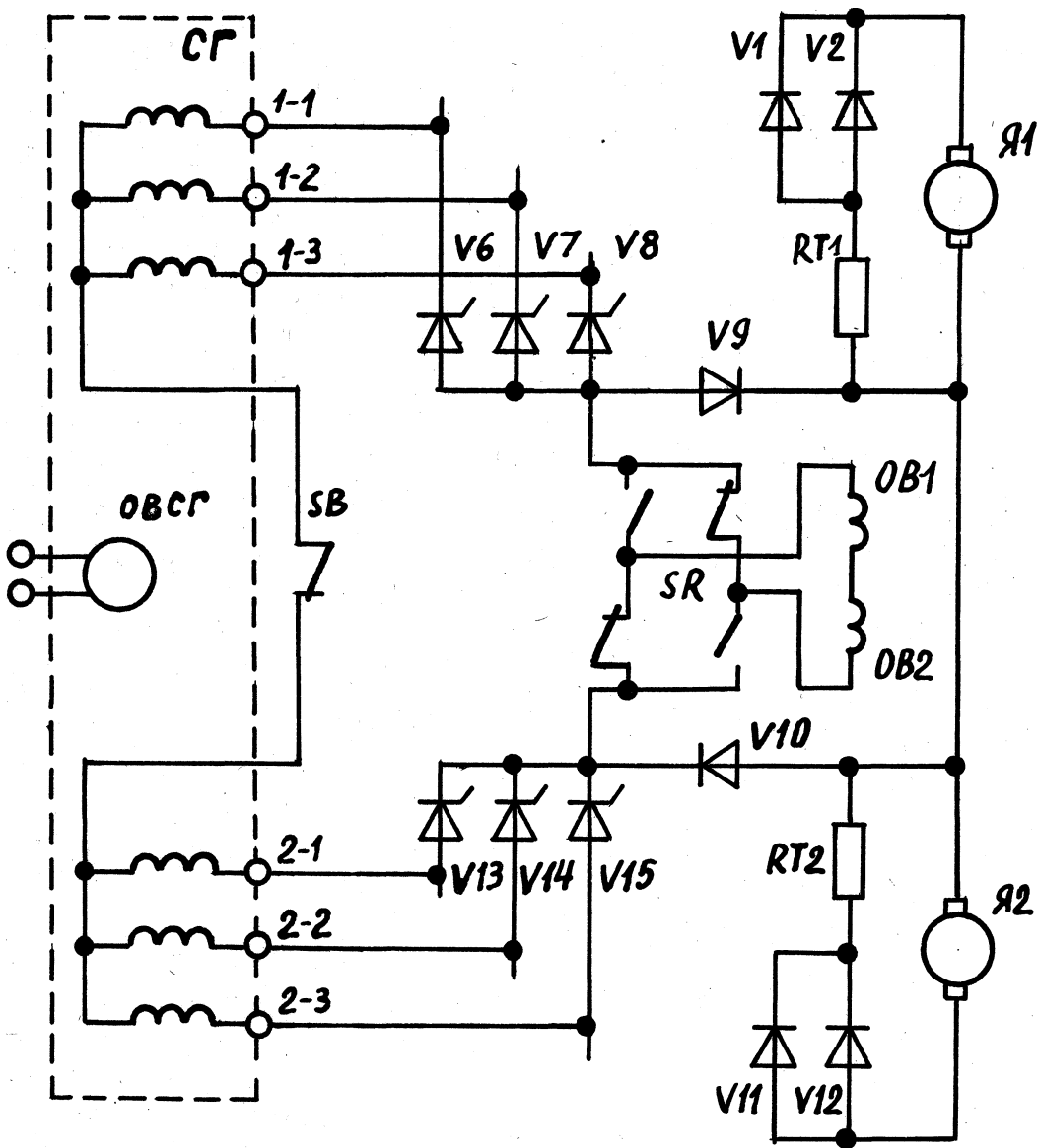


Рис. 2J0 Схема тиристорного электропривода
в режиме торможения.

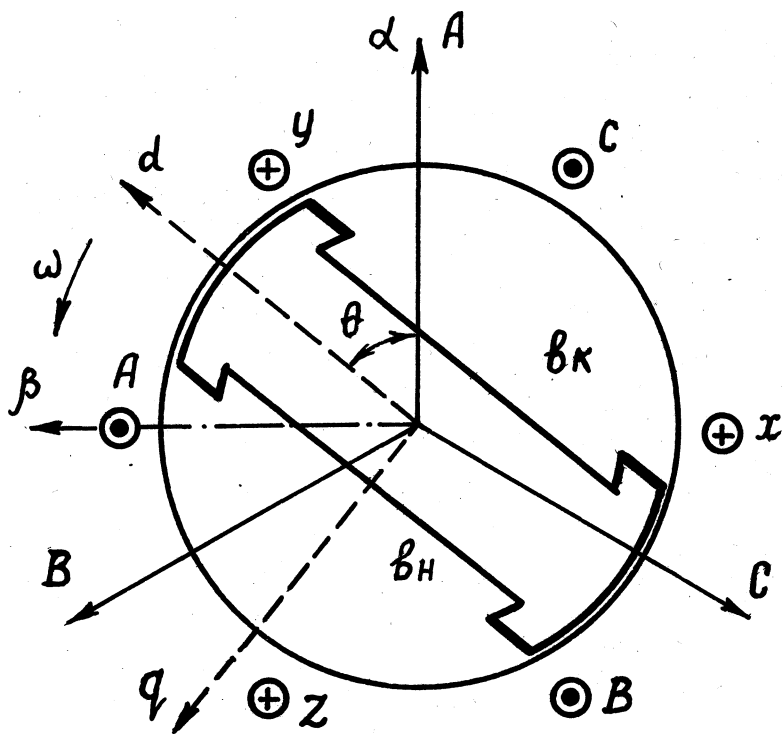


Рис. 2.11 Расположение координатных осей при моделировании СГ.

$$\mathbf{U} = \mathbf{R} \cdot \mathbf{i} + \frac{d}{dt} \mathbf{L} \cdot \mathbf{i} \quad (2.17)$$

где $\mathbf{L} = \begin{pmatrix} L_{aa} & M_{ab} & M_{ac} \\ M_{ba} & L_{bb} & M_{bc} \\ M_{ca} & M_{cb} & L_{ee} \end{pmatrix}$ - блочная матрица индуктивностей обмоток:

$\mathbf{M} = \begin{pmatrix} M_{av} \\ M_{bv} \\ M_{ov} \end{pmatrix}$ - одностолбцовая матрица взаимоиנדуктивностей обмоток статора с обмоткой возбуждения:

$(\mathbf{M}_{fv}) = (M_{va}, M_{vb}, M_{vo})$ - матрица-строка взаимоиנדуктивностей обмоток возбуждения с обмотками статора.

Величины $M_{av}, M_{bv}, M_{ov}, M_{va}, M_{vb}, M_{vo}$ являются периодическими функциями угла поворота θ . Поэтому выражение (2.17) представляет собой дифференциальное уравнение с периодическими коэффициентами.

С целью упрощения формы записи уравнений выполняется переход с помощью матрицы D от трехфазных систем токов и напряжений к эквивалентным двухфазным (в прямоугольной системе координат $o\xi$) и далее, с целью преобразования системы дифференциальных уравнений с периодическими коэффициентами при несимметричном роторе и симметричном статоре, выполняется переход с помощью матрицы C от неподвижной двухфазной системы координат во вращающуюся с угловой скоростью ω двухфазную систему координат (d, q) .

Подставляя указанные преобразования, получим:

$$\begin{aligned} \mathbf{U} &= \mathbf{R} \cdot \mathbf{i} + \frac{d}{dt} \mathbf{L} \cdot \mathbf{i} \\ \mathbf{U} &= \mathbf{C} \mathbf{D} \mathbf{R} \mathbf{C}^{-1} \cdot \mathbf{i}_{dq} + \mathbf{C} \mathbf{D} \frac{d}{dt} \mathbf{L} \mathbf{D}^{-1} \mathbf{C}^{-1} \cdot \mathbf{i}_{dq} \end{aligned} \quad (2.18)$$

получим систему дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами, которая применима в случае заранее известной зависимости производной угла поворота θ (при постоянстве скорости вращения вала генератора при работе дизеля на фиксированной позиции контроллера машиниста, что входит в систему принятых допущений):

$$\begin{pmatrix} U_d \\ U_q \\ U_b \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} r_d & -3/2U^*6 & 0 \\ 3/2L_d \dot{\theta} & \Gamma_{ог} & \text{де } 3/2) * 0 \\ 0 & 0 & \Gamma_b \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_d \\ I \\ \text{or} \\ I_b \end{pmatrix} \quad (2.19)$$

$$+ \begin{pmatrix} 3/2L_d & 0 & \text{ДС } 3/2) \\ 0 & 3/2L_d & 0 \\ \text{Ж } 3/2) & 0 & L_b \end{pmatrix} \frac{d}{dt} \begin{pmatrix} i_d \\ i_4 \\ I_b \end{pmatrix} \quad (2.19)$$

где $L_d, L_q, M_{сiv} = M_{вci}$ - индуктивность (взаимоиндуктивность) фазы (фаз) обмотки статора соответственно при совпадении θ и сдвиге ее на 90° относительно оси обмотки возбуждения.

Приведение системы (2.19) к нормальной форме Коши реализуется умножением ее слева на обратную матрицу:

$$\begin{pmatrix} (3/2)L_d & 0 & \text{Д} (3/2) \\ 0 & (3/2)L_d & 0 \\ \text{Ж } 3/2) & 0 & U \end{pmatrix}^{-1} = \begin{pmatrix} (2/3)L_b/D & 0 & -\text{Д} (2/3) / 0 \\ 0 & (2/3) / L_q & 0 \\ -\text{Д} (2/3) & 0 & L_b/D \end{pmatrix} \quad (2.20)$$

где $D = L_d * L_b - M_{бв}$.

Полученные таким образом блочно-матричные уравнения математической модели СТ позволяют получить форму записи дифференциальных уравнений, удобную для исследования переходных процессов в тяговом электроприводе автономного локомотива.

2.4.3. Математическое описание тягового электродвигателя.

Модель ТЭД постоянного тока с последовательным возбуждением включает в себя уравнение движения механической части привода и уравнения, описывающие электромагнитные процессы:

$$31 \cdot d\omega/dt = M_{дв} - M_c:$$

$$M_{дв} = M_{дэ} - M_{п}: \quad (2.21)$$

$$31 = 3_{д} + 3_{п} + 3_{и},$$

где 31 , $3_{д}$, $3_{п}$, $3_{и}$ - моменты инерции суммарный, двигателя, редуктора и приведенный момент инерции поезда:

$M_{дв}$, $M_{дэ}$, M_c , $M_{п}$ - моменты двигателя на валу, электромагнитный, сопротивления и потерь.

В настоящей работе электромагнитный момент двигателя последовательного возбуждения определяется с учетом вихревых токов, влияние которых на переходные процессы в тяговом электроприводе

$$M_{дэ} = K \cdot \Phi C (i_{я}, i_{вт}) \cdot i_{я}, \quad (2.22)$$

где K - конструктивный коэффициент двигателя:

$i_{я}$, $i_{вт}$ - токи в обмотке якоря и эквивалентном контуре вихревых токов:

Φ - магнитный поток ЭД.

Момент потерь в ЭД определяется выражением:

$$M_{п} = P_0 / \omega_{д}, \quad (2.23)$$

где P_0 - суммарные потери в ЭД могут быть определены по аппроксимационной формуле в зависимости от скорости и нагрузки $P_0 = P_0(\omega_{д}, i_{я})$.

Дифференциальные уравнения относительно переменных Φ и $i_{я}$

могут быть записаны в виде:

$$P_{\text{я}} = K_{\text{кф}} * \left(I_{\text{я}} * K_{\text{кя}} + \frac{dI_{\text{я}}}{dt} * W_{\text{в}} \right) + \frac{c1\Phi}{dt} \quad (2.24)$$

-

$$0 = I_{\text{вт}} * R_{\text{вт}} + W_{\text{вт}} * \frac{dO}{dt},$$

где. $K_{\text{кя}} = C_{\text{кя}} + K_{\text{дп}} + K_{\text{в}} + K_{\text{кю}}$:

$K_{\text{кя}}, K_{\text{дп}}, K_{\text{в}}, K_{\text{кю}}$ - сопротивления обмоток якоря, дополнительных полюсов, возбуждения и компенсационной:

$W_{\text{в}}, W_{\text{вт}}$ - число витков обмотки возбуждения и эквивалентного контура вихревых токов:

$R_{\text{вт}}$ - сопротивление эквивалентного контура вихревых токов.

Зависимость магнитного потока от полного тока ЭД (включающего ток якоря и вихревой ток) может быть аппроксимирована с учетом характера кривой насыщения электродвигателя следующей аналитической функцией:

$$\Phi = A * \frac{B * (I_{\text{я}} + I_{\text{вт}})}{I_{\text{ян}}} * \Phi_{\text{н}}, \quad (2.25)$$

где A, B - коэффициенты аппроксимации:

$b = i_{\text{в}}/I_{\text{ян}}$ - степень ослабления магнитного потока:

$I_{\text{ян}}, \Phi_{\text{н}}$ - номинальные значения тока якоря и магнитного потока ЭД.

Погрешность аппроксимации (2.25) для тягового электродвигателя типа ЭД 121АУ2 не превышает 5-7%.

Исключив "ненаблюдаемую" переменную $i_{\text{вт}}$ во втором уравнении системы (2.24) с помощью уравнения связи (2.25), получим выражение (2.26), в котором:

$e = T_{\text{вт}}/T_{\text{вб}} (0,15-0,35)$ - мера инерционности вихревых токов:

Тв СТвт) - постоянная времени обмотки возбуждения (эквивалентного контура вихревых токов):

$$I_{IЯ} = K * \Phi * U_d + I_{Я} * K_{оя} + E_{я} * \frac{di_{я}}{dt} + W_B * \frac{d\Phi}{dt} :$$

$$- 0 = -b * i_{я} + \frac{I_{ян}}{B} * tg \frac{\Phi}{\Phi_n * A} + \frac{e}{DC^{(0)}} * T_B * \frac{d^{(0)}}{dt} : \quad \text{С 2.26)}$$

$$I * \frac{d\alpha}{dt} = M_{дв} - M_0.$$

где $DC^{(0)} = \frac{\Phi}{IC_{IЯН} * tg[\alpha / (A * \Phi_n)]} = \frac{B * \Phi}{IC_{IЯН} * tg[\alpha / (A * \Phi_n)]} \quad \text{С 2.27)}$

В окончательном виде уравнения электрической части ЭД, приведенные к нормальной форме Коши, могут быть записаны в виде системы двух уравнений:

$$\begin{cases} \frac{d^{(0)}}{dt} + \frac{\Phi}{\epsilon K T_B} * \left[\frac{B * B}{tg \alpha * \Phi / \Phi_n} * \frac{i_{я}}{I_{ЯН}} - 1 \right] = 0 \\ \frac{di_{я}}{dt} + I_{я} - K_{оя} * I_{я} - K * \Phi - W_B * \left(\frac{d^{(0)}}{dt} \right) = 0 \end{cases} \quad \text{С 2.28)}$$

2.4.4. Математическое описание тиристорного преобразователя.

На рис. 2.12 представлена схема моделируемого тиристорного преобразователя в составе тягового электропривода переменного тока. В качестве базовой модели вентиля для рассматриваемого преобразователя принята ключевая модель типа RS-3 (согласно принятой в [23] классификации), которая характеризуется параметрами R_{np} - сопротивлением и Пост - пороговым остаточным напряжением

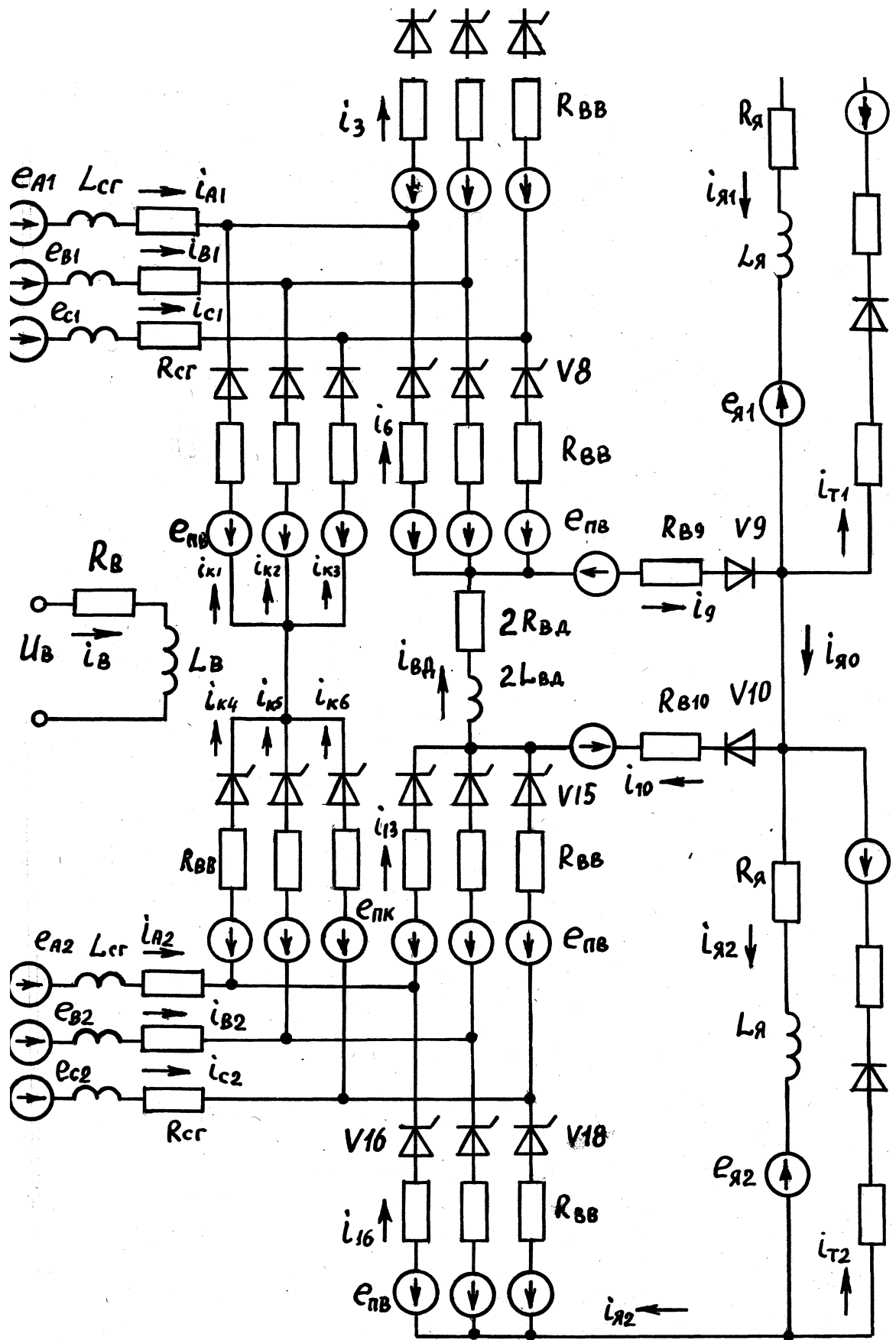


Рис.2.1£ Схема моделируемого тиристорного преобразователя в составе тягового электропривода.

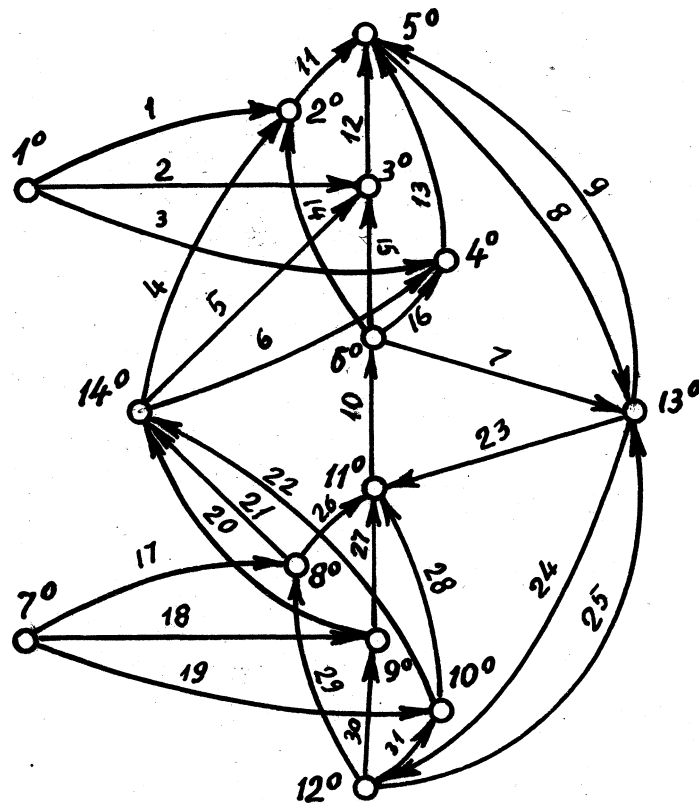


Рис. 2.13 Граф схемы/Тягового ториекторного электропривода переменного-постоянного тока.

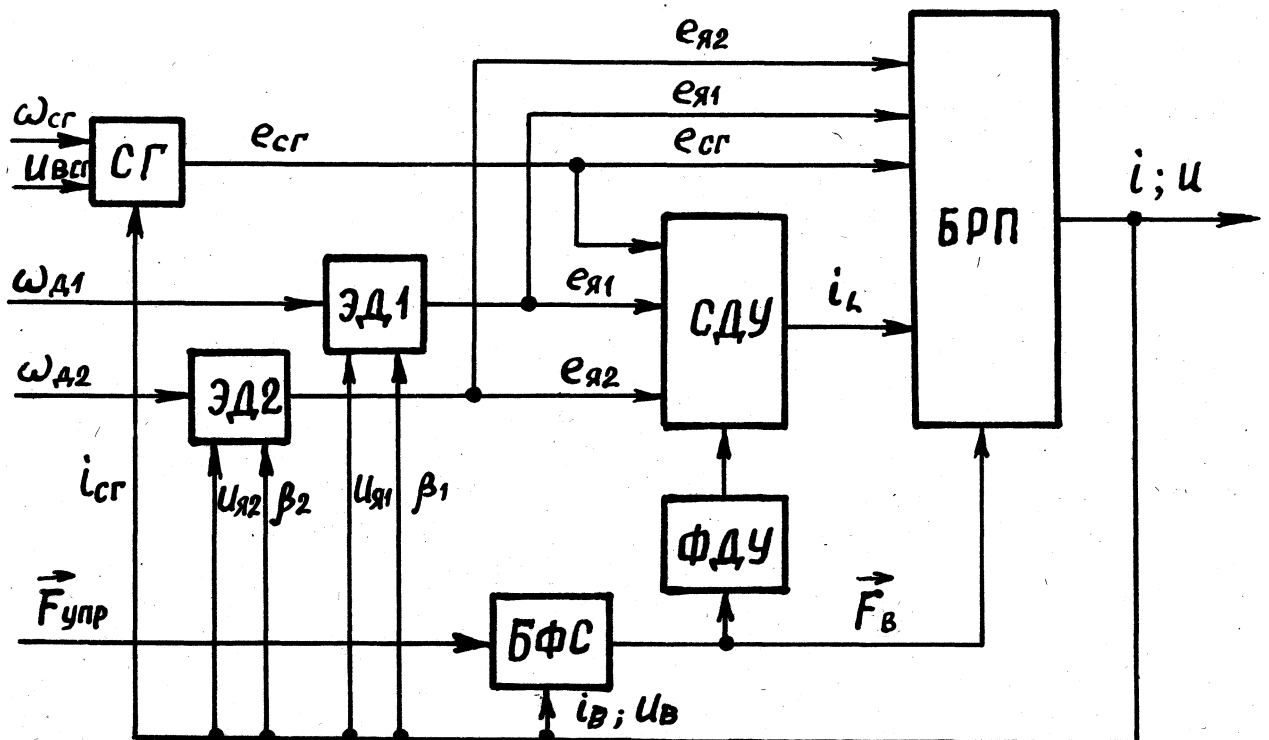


Рис. 2.14 Структурная схема системной модели электропривода

вого преобразователя представление его схемой с переменной структурой дает существенное уменьшение времени расчета на ЭВМ [209].

Наличие в составе схемы на рис.2.12 только одного вида реактивных элементов - индуктивностей C шесть - в статорных цепях СТ Бэг, две в якорных цепях ЭД Бя и одна удвоенная 2Бвд в цепи возбуждения ЭД) позволяет принять в качестве независимых переменных токи независимых контуров с использованием метода контурных токов. Для описания графа схемы используется теоретико-множественное представление информации, что связано с последующей реализацией алгоритма формирования на ЭВМ. Оно устраняет оперирование с нулевыми элементами и, следовательно, сокращает затраты машинного времени и объем памяти.

Процедура построения графа схемы преобразователя на каждом из m интервалов постоянства его структуры состоит из следующих действий:

а) составление структурного множества S графа схемы преобразователя в исходном состоянии:

б) определение множества ветвей N , содержащих вентили, выключенные на первом ($l=1$) интервале:

в) исключение элементов множества N из множества S_j , входящих в структурное множество S :

г) определение в полученных множествах A_{ij} одноэлементных, содержащих ветви v , инцидентные тупиковым узлам:

д) определение подмножества СТРУКТУРНОГО множества S графа схемы преобразователя на l -м интервале, не содержащего тупиковых узлов:

е) переход к следующему интервалу. Если $l=l+1$ соответствует интервалу t , то идет определение множества ветвей N , содержащих выключенные вентили, и продолжение вычислений с пункта в), иначе - завершение вычислений.

Описанная процедура позволяет строить граф преобразователя

при переходе от одного интервала постоянства структуры схемы к другому по формальным правилам, что существенно упрощает программную реализацию. На рис. 2.13 представлен граф схемы тягового тири-

сторного преобразователя, выполненного по схеме рис. 2.12 (в исходном состоянии). Этот граф по приведенному алгоритму позволяет реализовать процедуру построения графа схемы и формирование модели преобразователя на всех интервалах постоянства его структуры.

2.4.5. Структура системной модели объекта.

Структурная схема системной модели ТЭП переменного тока представлена на рис. 2.14. Обозначения: ФДУ и СДУ - блоки формирования и решения системы дифференциальных уравнений: БФС - блок формирования состояния вентилей преобразователя: БРП - блок расчета параметров: $F_{упр}$ и F_B - логические векторы соответственно управления и состояния вентилей преобразователя.

Модель работает следующим образом. По фиксированным, задаваемым извне значениям скорости $\omega_{ог}$ и напряжению возбуждения $P_{вг}$ блок СГ формирует вектор $B_{ог}$ синусоидальных статорных ЭДС генератора: аналогично по ω_a , l_a и b (степени ослабления поля) блоки ЭД1 и ЭД2 формируют ЭДС якорей тяговых двигателей. Сформированные таким образом ЭДС электрических машин поступают в блок СДУ, на выходе которого рассчитываются путем численного интегрирования токи i в подключенных индуктивностях схемы тиристорного электропривода. БРП по вектору ЭДС и проинтегрированным переменным l определяет для данного фиксированного состояния преобразователя ($F_B = idem$) набор выходных и внутренних параметров. По рассчитанным векторам токов i_B в открытых вентилях и напряжений P_B на закрытых вентилях с учетом значения вектора управления $F_{упр}$ в логическом блоке БФС формируется вектор F_B текущего состояния вентилей преобразователя, изменение которого индицирует переход к следующему интервалу пос-

В качестве базового универсального моделирующего комплекса для анализа электромагнитных процессов в тяговом тиристорном электроприводе в настоящей работе принят пакет прикладных программ (ППП) IMAS E55J. Пакет IMAS предназначен для создания имитационных моделей различных автономных электроэнергетических систем с вентиляльными преобразователями, в которых вентили имитируются идеальными ключами, а топология силовой схемы адекватна реальной силовой схеме электроэнергетической системы тепловоза с преобразователями.

IMAS обеспечивает после ряда математических экспериментов получение основных технических характеристик преобразователей и показателей качества электрической энергии в узлах как непосредственно преобразователя, так и системы в целом, где преобразователь (один или несколько) является одним из ее элементов.

Во многих случаях при анализе различных систем вентиляльного электропривода с тиристорными преобразователями единая универсальная модель нецелесообразна из-за наличия процессов, отличающихся по длительности на 5 _____ 6 порядков (от микросекундных электромагнитных до секундных электромеханических процессов). Альтернативой является набор ориентированных моделей, в которых каждая компонента может быть представлена по-разному в зависимости от конкретной задачи, решаемой системной моделью. Быстрый переход от одной модели к другой осуществляется при структурном построении и наличии банка моделей преобразователей и других компонент. Такие принципы заложены в пакете программ IMAS (имитационного моделирования автономных систем тягового электропривода с вентиляльными преобразователями) для персональных компьютеров типа IBM PC/XT/AT.

2.4.6. Частная модель тиристорного ТЭП переменного тока.

Представленная на рис. 2.12 схема модели тягового тиристорного электропривода может быть описана по L-ветвям в виде набора

дифференциальных и алгебраических уравнений:

$$\begin{aligned}
 U_{a1} &= e_{a1} - L_{or} * C_{dia1}/dt) - Per * X \begin{matrix} I \\ a1 \\ I \\ b1 \\ I \\ c1 \end{matrix} \\
 U_{b1} &= e_{b1} - L_{cr} * (dib1/dt) - Per * X \begin{matrix} I \\ a1 \\ I \\ b1 \\ I \\ c1 \end{matrix} \\
 U_{c1} &= e_{c1} - L_{cr} * x (dic1/dt) - Per * \begin{matrix} I \\ a1 \\ I \\ b1 \\ I \\ c1 \end{matrix} \\
 U_{a2} &= e_{a2} - L_{cr} * x (dia2/dt) - Per * ia2 \\
 U_{b2} &= e_{b2} - L_{cr} * (dib2/dt) - Per * X ib2 \\
 U_{c2} &= e_{c2} - L_{cr} * (dic2/dt) - Per * ic2 \\
 U_{H1} &= e_{я1} + P_{я} * x I1 + L_{H} * C_{di«1}/dt) \\
 U_{H2} &= e_{я2} + P_{я} * I * x I2 + L_{H} * C_{di«2}/dt) \\
 C_{вд} &= 2P_{вд} * I_{вд} + 2L_{вд} * C_{сIИвд}/dt.)
 \end{aligned}
 \tag{2.29}$$

$$\begin{aligned}
 & i_{a1} + I_{b1} + ic1 = ia2 + ib2 + ic2 = 0 \\
 & lai + ik1 + 16 = 13 \\
 & ib1 + ik2 + 17 = 14 \\
 & ic1 + ik3 + 18 = 15 \\
 & ia2 + I16 = Ik4 + 113 \\
 - & ib2 * 117 = ik5 + 114 \\
 & ic2 + 118 = Ik6 + 115 \\
 & I3 + 14 + 15 + I_{т1} = I_{я1} \\
 & I16 + 117 + 118 + 1_{т2} = 1_{я2} \\
 & 16 + 17 + 18 + 19 = I_{вд} \\
 & 113 + 114 + I15 + I10 = I_{вд} \\
 & I_{я1} + I_{в1} - i_{т1} - I_{я2} * I_{в2} - i_{т2}
 \end{aligned}
 \tag{2.30}$$

Системная частная модель ТЭП в соответствии с приведенным в п. 2.4.5 алгоритмом формирует систему дифференциальных уравнений путем усечения и объединения уравнений системы С 2.29) в соответствии с конкретным значением вектора состояния Гв. Сформированная таким образом система уравнений подается в модуль численного интегрирования, в котором используется интегрированный пакет MTOOL-

BOX (среда - TurboPASCAL), реализованный в среде MS-DOS для персонального компьютера типа IBM PC/AT с арифметическим сопроцессором.

Для режима электродинамического торможения работы схемы (SB - замкнут; тиристоры V3, V4, V5, V16, V17, V18 и VK4, VK5, VK6 - закрыты, управление на них не подается) модель привода преобразуется к виду, представленному на схеме рис. 2.15. В этом режиме схема модели привода вырождается в две одноконтурных схемы для цепей якоря и относительно простую схему цепей тока возбуждения, которую удастся свести к одному линейному уравнению, записанному относительно тока возбуждения двигателя $i_{вд}$.

$$i_{вд} = \sum_{J=13,14,15} (I_{з}) = - \sum_{z=6,7,8} (I_J) , \quad (2.31)$$

где Sum - обозначение функции суммирования по индексу.

Обозначим $k_1 = \sum_{a=13,14,15} (F_{J-})$; $k_2 = \sum_{z=6,7,8}$

$$k = k_1 + k_2 - \text{количество включенных вентиляей.}$$

Анализ схемы на рис. 2.15а дает соотношения:

$$U_i = [\sum_{z=13,14,15} C_{eP} * E_l - L_{or} * C_{die}/d_{0l} A_i - E_n : \quad (2.32)$$

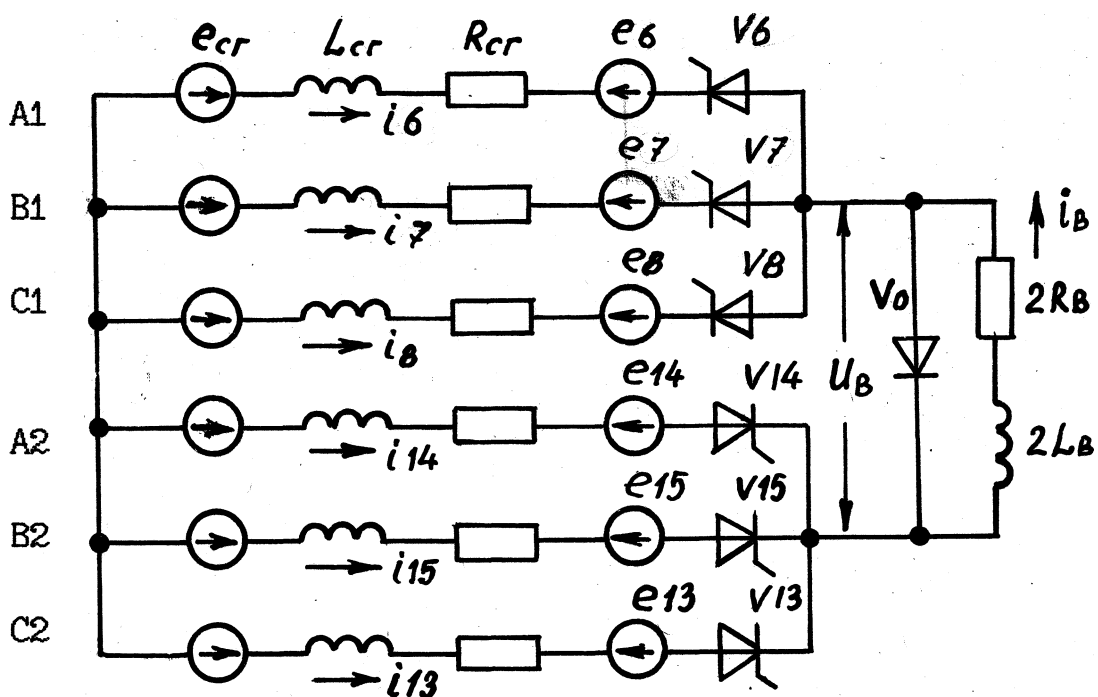
$$U_2 = [\sum_{z=6,7,8} (F_{j-}) * E_J - \gamma_{ог} * i_{в} - L_{cr} * (di_{в}/dt) J/k_2 - E_n X$$

где F_{J-} - логические переменные включенного состояния i -го вентиля;

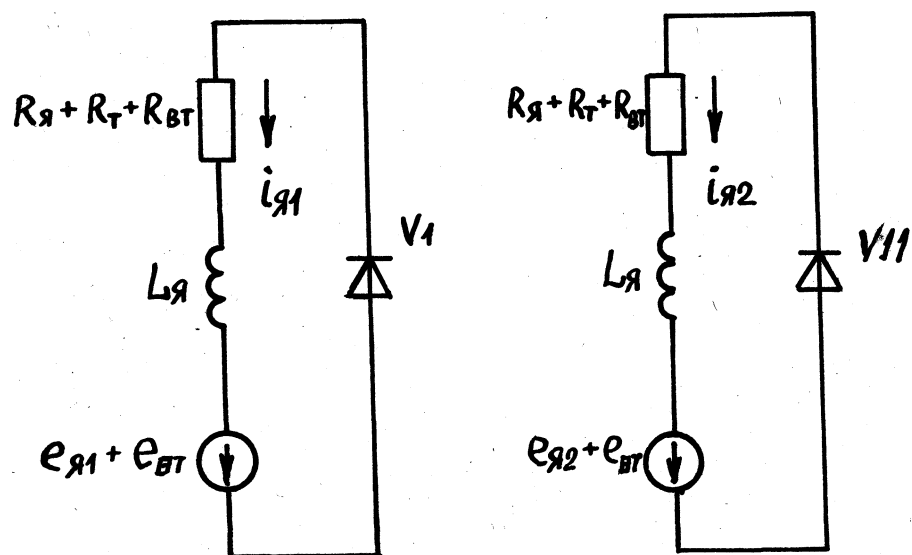
$$\gamma_{ог} = \gamma_{ф} + \gamma_{тир}; \quad L_{ог} = B_{ф} + B_{тир}.$$

$$U_{в} = U_i - U_2 = 2K_{п} * (\gamma_{г} * i_{e} + L_{т} * di_{e}/dt) \quad (2.33)$$

$$K_{п} = (1/k_1 + 1/k_2)/2;$$



а) Цепь тока возбуждения



б) Цепи тока якорей электродвигателей

Рис. 2.45 Схема модели тиристорного электропривода переменного-постоянного тока в режиме торможения.

$$E = [1/k_1 * \sum_{j=1}^{13,14,15} CF_j * E_i - 1/k_2 * \sum_{j=1}^{6,7,8} CF_j * E_j] / 2 - E_n. \quad (2.34)$$

Обозначив $R_b = K_n * R_{orZ}$ $L_a = L_b + K_n * L_{oH}$ $T_a = L_a / R_a$, получим уравнение:

$$L_a \frac{di_b}{dt} + R_a * i_b = E \quad (2.35)$$

С учетом вида функции E :

$$E_{2k-1} = E_m * \sin \omega t - 2C_k - DJI / 31:$$

$$E_{2k} = E_m * \sin \omega t - 2C_k - 1W3 - J/63 \quad (2.36)$$

общее решение уравнения (2.35) может быть получено в аналитическом виде:

$$i_b = C_m \exp(-t/T) + A * \sin(\omega t + \tau) + i_{b0}, \quad (2.37)$$

где параметры A и i_{b0} определяются видом функции E , соответствующей текущему значению вектора $F = CFD$, а константа интегрирования C определяется из условия "склейки" решений на границах интервалов постоянства F_b .

Моделирование режима тормоза сводится к отысканию значений A , i_{b0} и C в зависимости от изменений вектора $F_{упр}$.

2.5. Исследование электромагнитных процессов в тиристорном электроприводе переменного - постоянного тока на имитационной модели

2.5.1. Исходные предпосылки.

Анализ режимов работы тиристорного ТЭП приведен с использованием пакета прикладных программ [MAS I55]. Это позволило реализовать имитационные модели с различными источниками преобразуемой энергии и различными типами вентильных преобразователей.

Исследования, результаты которых приведены в данном разделе, проводились на имитационной модели одного комплекса электрооборудования, а источник преобразуемой энергии моделировался как источник синусоидальной ЭДС, последовательно с которым в каждой фазе включена коммутационная индуктивность.

Пренебрежение взаимоиндукцией между двумя трехфазными системами обмоток на статоре синхронного генератора, сдвинутыми друг относительно друга на 176° , и принятая упрощенная модель источника преобразуемой энергии вместо модели синхронного генератора по полным уравнениям Парка-Горева, не приводят к значительной погрешности $\epsilon_{не} \text{ более } 5\text{--}15\%$. Это подтверждается и вычислительным экспериментом при исследовании стационарных электромагнитных процессов в системах с вентильными преобразователями.

При исследовании различных режимов работы принципиальная схема, приведенная на рис. 2.9, несколько трансформируется, что обусловлено желанием упростить имитационную модель, за счет исключения из нее неработающих в исследуемом режиме компонентов системы.

Учитывая это обстоятельство, можно получить ряд частных моделей, обеспечивающих исследование следующих режимов работы:

- а) Режим тяги при полном поле:
 - продолжительный режим работы;
 - режим работы при максимальном напряжении;
 - режим трогания;
 - режим боксования.
- б) Режим тяги при ослабленном поле:
 - режим ослабления поля, соответствующий 1-й ступени серийных ТЭП;
 - режим ослабления поля, соответствующий II-й ступени.
- в) Режим торможения.

Исследования проводились при параметрах электрооборудования применительно к тепловозу ТЭП70, приведенных в Приложении А1.

2.5.2. Исследование режима тяги при полном поле.

Для исследования режимов тяги при полном поле из принципиальной схемы электропривода по рис. 2.9 исключаются комплекты вентиляльных преобразователей коммутатора ослабления поля и ряд элементов, не участвующих в работе в этом режиме (диоды связи V9 и V10, а также тормозные резисторы).

Граф схемы, определяющий матрицу инцидентий в этом режиме, приведен на рис. 2.16.

а) Продолжительный режим работы

Основными данными при исследовании режима являются граф схемы по рис. 2.16 и конкретные параметры ветвей. При этом выходные параметры, характеризующие режим - выпрямленное напряжение и ток должны соответствовать заданным значениям, а именно:

$$U_d = 542 \text{ В} , I_d = 800 \text{ А} , P_d = 433,6 \text{ кВт.}$$

Эти параметры определены предварительным расчетом по статическим характеристикам неуправляемого выпрямителя с учетом угла коммутации, выполненным по известной методике [1371].

В протоколе вычислительного эксперимента исследуемого режима работы (см. Приложение А2), указаны все параметры графа схемы (включая все источники синусоидальных и постоянных ЭДС) и режим вычислений, характеризующийся следующими параметрами:

- временем окончания расчета:
- временем гармонического анализа:
- временем изменения параметров схемы

и рядом других, которые подробно указаны в распечатке исследуемого процесса.

Как следует из распечатки исследуемого режима, приведенной в Приложении А2, величина индуктивности обмоток возбуждения в ветвях 13 и 14 (соответственно между узлами 5-19 и 19-13) в начале расчета принята равной $0,141 \cdot 10 \text{ Гн}$, а затем через $0,16 \text{ с}$ (время

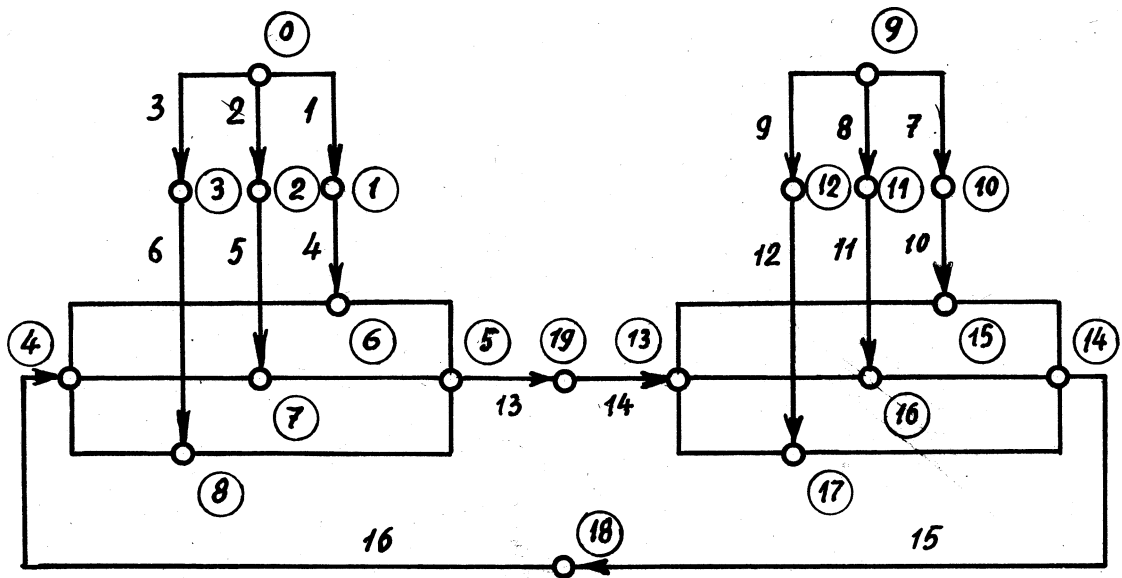


Рис.2.16 Граф схемы тиристорного электропривода в продолжительном режиме и при полном поле ТЭД (узлов - 19, ветвей - 16).

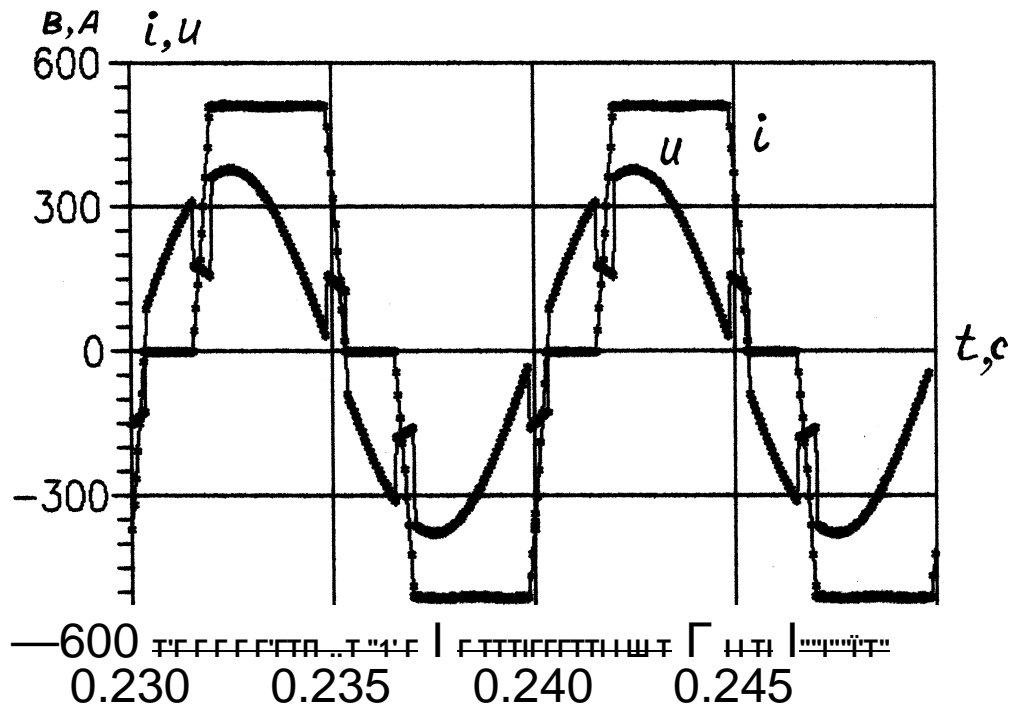


Рис. 2.17 Компьютерная осциллограмма фазных напряжения и тока первой звезды СГ.

изменения параметров) она принимает реальное значение 0,0141 Гн, что обусловлено желанием несколько уменьшить время, требуемое для расчета процесса.

В результате вычислительного эксперимента на модели получены величины, характеризующие продолжительный режим работы электропривода. Они приведены в табл. 2.1.

Таблица 2.1

Результаты вычислительного эксперимента.

Параметр	Режимы работы тягового электропривода			
	Продолжительный режим	Максимального напряжения	Режим трогания	Режим боксования
Ефш, В	380,00	492,00	149,00	149,00
Оф, В	250,74	337,66	30,704	
Иф, А	622,62	473,35	931,51	910,9/574,45
\ddot{I} , эл. гр.	37,4	28,5	89,4	
Ообр, в	635,00	845,00		
Ud, В	1069,20	1488,74	42,69	22,22/162,16
Id, А	800,60	600,00	1250,8	1220,5/762,1
Кин, %	22,80	16,39	85,12	
Кит, %	15,60	19,22	4,5	4,86/7,627 L... . 1

На рис. 2.17 приведена компьютерная осциллограмма тока и напряжения в фазе А одной трехфазной системы. Из осциллограммы с достаточной точностью определяется угол коммутации в этом режиме.

На рис. 2.18 приведены осциллограммы выпрямленных напряжения Ud и тока Id, на рис. 2.19 – осциллограмма напряжения на 0В

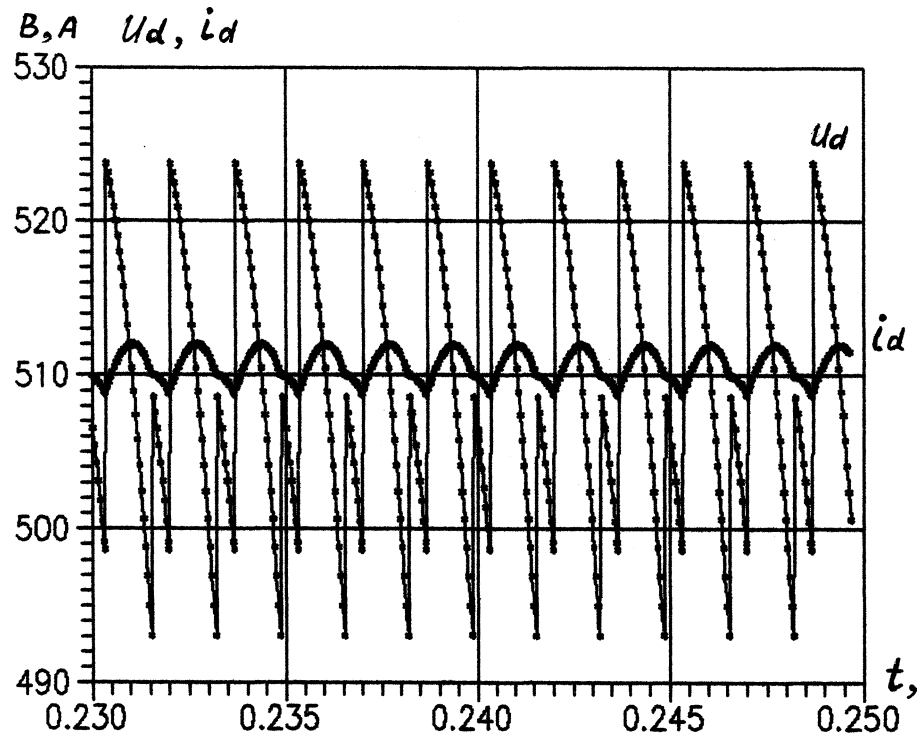


Рис.2.1 в Компьютерная осциллограмма выпрямленных напряжения и тока (режим - продолжительный, полное поле ТЭД).

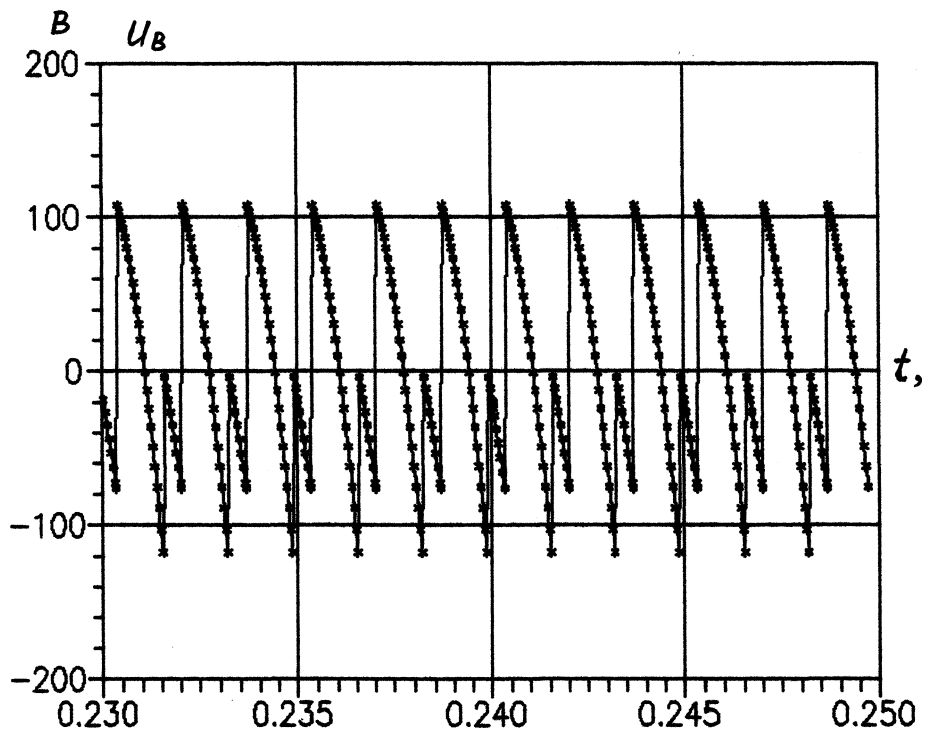


Рис.2.19 Компьютерная осциллограмма напряжения на обмотке возбуждения ТЭД (режим - продолжительный, полное поле).

ТЭД, на рис. 2.20 – осциллограмма обратного напряжения на вентиле. Из приведенных осциллограмм следует, что пульсации выпрямленного напряжения на якоре двигателя достигают 2,32%, а пульсации тока не превышают 0,0924%.

На рис. 2.21 приведен спектральный состав тока в обмотках статора источника преобразуемой энергии, полученный в результате гармонического анализа кривых потребляемого тока. Коэффициент искажения синусоидальности кривой тока, потребляемого от источника преобразуемой энергии. $K_{ит} = 15,6\%$, а коэффициент искажения синусоидальности кривой напряжения на выходах источника питания составляет $K_{ин} = 22,8\%$.

Как следует из данных гармонического анализа кривых тока, которые приведены в распечатке (см. Приложение А2), порядок гармонических в каждой трехфазной системе источника питания определяется выражением: $n = 6j \pm 1$, где $j = 0, 1, 2$ _____

Как известно, магнитодвижущая сила определяется периодически изменяющимся во времени током и может быть представлена в виде суммы гармонического ряда. Учитывая, что трехфазные системы обмоток на статоре сдвинуты друг относительно друга на $\pi/6$, магнитодвижущая сила будет определяться суммой гармоник тока в каждой трехфазной системе с учетом их фазового сдвига.

б) Режим работы при повышенном напряжении.

Для режима работы при повышенном напряжении граф схемы и параметры системы аналогичны продолжительному режиму работы. Но в этом режиме параметры питания ТЭД отличны от аналогичных величин, соответствующих продолжительному режиму работы, и имеют следующие значения:

$$I_d = 600 \text{ А} , U_d = 750 \text{ В} , P_d = 450 \text{ кВт}.$$

Для исследования режима работы при повышенном напряжении были изменены величины синусоидальных ЭДС в ветвях 1,2,3 и 7,8,9

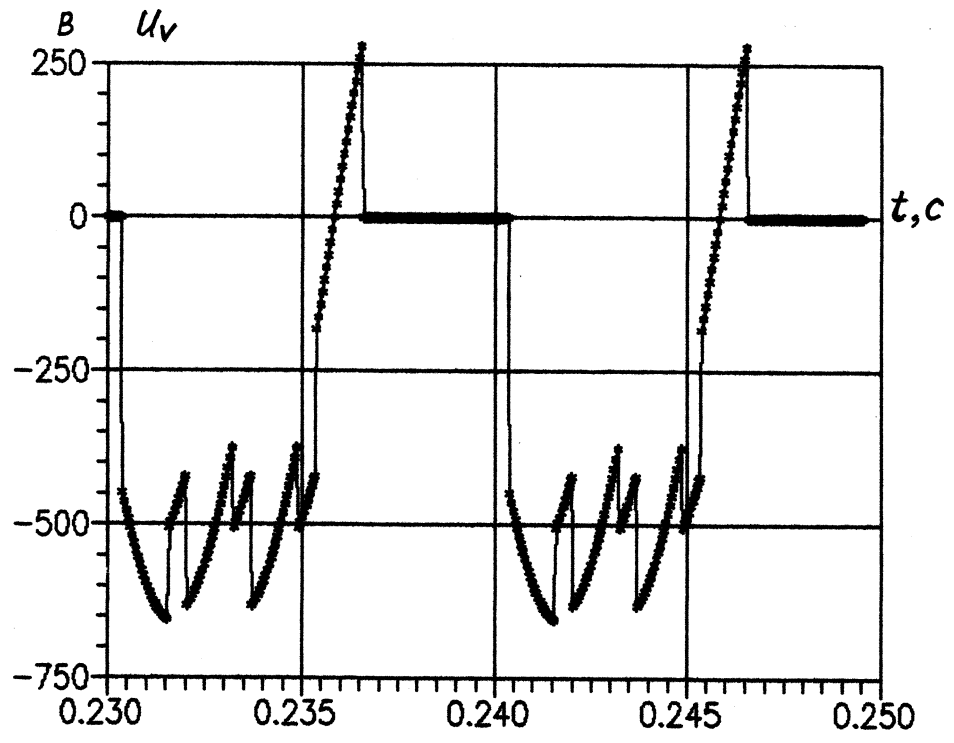


Рис.2.20 Компьютерная осциллограмма обратного напряжения на вентиле V6.

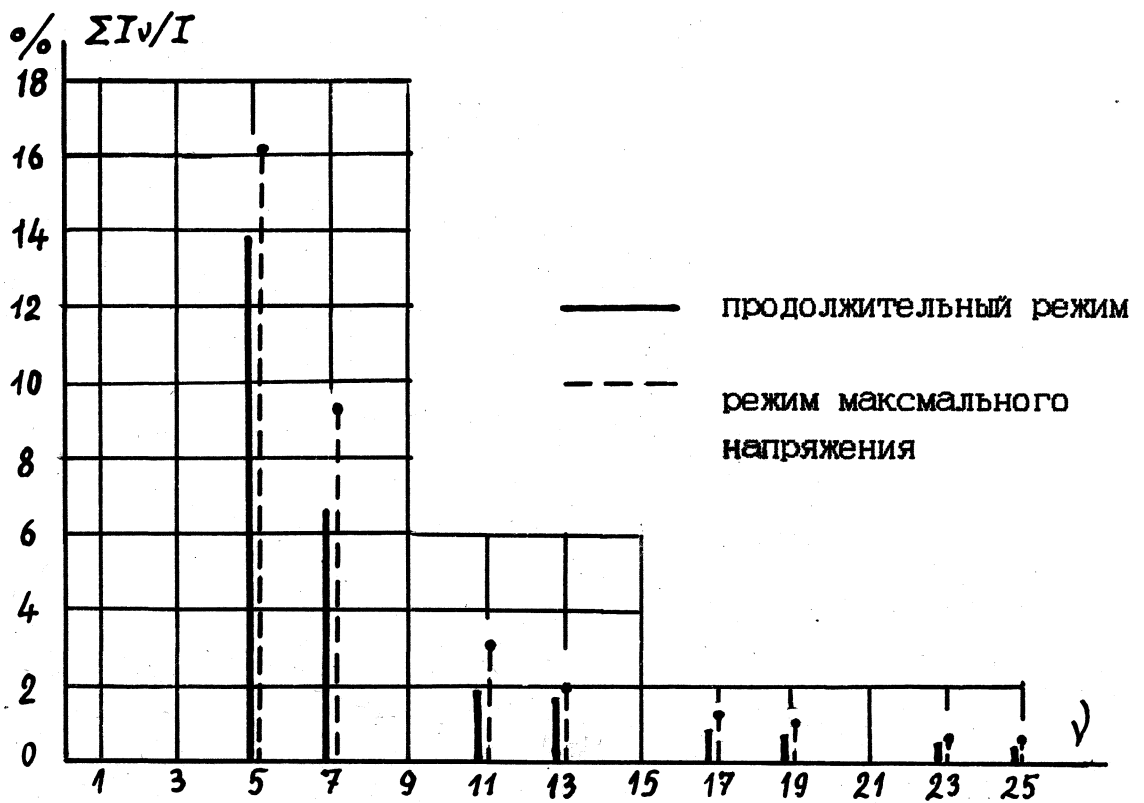


Рис. 2.24 Спектральный состав тока в обмотках источника питания при различных режимах работы тягового электропривода.

и ЭДС постоянного тока в ветвях 15 и 16. При исследовании электромагнитных процессов в этом режиме для достижения требуемых значений выпрямленных напряжений и тока вычислительный эксперимент проводился для значений величин фазных ЭДС источника питания, равных 492 В, и для постоянных ЭДС в ветвях 15 и 16, равных 733,78 В.

Результаты этих вычислительных экспериментов приведены в соответствующих графах табл. 2.1. Пульсации выпрямленного тока не превышает 0,13%, а пульсации выпрямленного напряжения равны 1,75%.

Спектральный состав токов в обмотках источника преобразуемой энергии показан пунктирной линией на рис. 2.21. Коэффициенты искажения синусоидальности кривой тока и напряжения соответственно равны:

$$K_{ит} = 19,2\% , K_{ин} = 16,39\% .$$

в) Режим трогания.

Режим трогания характеризуется величиной выпрямленного тока $I_d = 1250$ А и ЭДС тяговых двигателей, равных нулю (двигатели не вращаются). Граф схемы тягового привода для режима трогания приведен на рис. 2.22. Схема модели упрощена по сравнению с приведенной на рис. 2.16:

- в отличие от модели для продолжительного режима модель для режима трогания упрощена за счет объединения коммутационной индуктивности СГ и индуктивности разделительных дросселей и активных сопротивлений этих же элементов ($L = L_k + L_{др}$; $R = R_{сэ} + R_{др}$), что позволило исключить из графа схемы 6 узлов и 6 ветвей:
- в режиме трогания нулевые диоды Д9 и Д10 не участвуют в работе, поэтому в граф схеме по рис. 2.22 диод Д10 (нужный для другого режима) обведен пунктиром, то есть эта ветвь в исследуемом режиме отсутствует.

Величины синусоидальных ЭДС в ветвях 1, 2, 3 и 4, 5, 6 источ-

ника преобразуемой энергии определялись в результате вычислительного эксперимента. Синусоидальная ЭДС определялась из выражения:

$$E_{\text{Фгм}} = \frac{L}{9} U_d + I_d x'_{\text{к}} \quad , \quad (2.38)$$

где $X'_{\text{к}} = X_{\text{к}} + X_{\text{др}} : U_d = I_d R_{\text{ад}}$.

Предварительно величина $E_{\text{Фгм}} = 150$ В получена расчетным путем после подстановки в выражение (2.38) соответствующих параметров. После ряда вычислительных экспериментов величина синусоидальной ЭДС в ветвях 1,2,3 и 4,5,6 была откорректирована и установлена равной 149 В.

Результаты вычислительного эксперимента в режиме трогания тепловоза приведены в соответствующей графе табл. 2.2. Пульсации тока якоря ТЭД составили 0,21%. Величина пульсаций выпрямленного напряжения оказалась достаточно большой, они достигают почти 200% (двойной размах). Коэффициент искажения кривой напряжения на зажимах вентильного коммутатора также достигает значительной величины (порядка 85%). В связи с кратковременностью режима трогания (несколько минут) такая величина коэффициента искажения не скажется на энергетических характеристиках системы в целом, но она может сказаться на работе других элементов электрооборудования. Коэффициент искажения синусоидальности кривой тока, потребляемого от источника преобразуемой энергии не превышает $K_{\text{ит}} = 4,5\%$.

г) Режим боксования.

В режиме боксования, возникающем при потере сцепления, один из двигателей находится в режиме трогания, а второй двигатель вращается и при этом развивает соответствующую ЭДС. В зависимости от того, какой из двигателей боксует, ток якоря двигателя, находящегося в режиме трогания, протекает от одного полюса вентильного коммутатора через один из диодов связи Д9 либо Д10, обмотки

возбуждения двигателей к другому полюсу вентильного коммутатора.

Граф схемы для этого режима показан на рис. 2.22. Как следует из приведенных схем, боксующий двигатель подключен к выходу преобразователя Ш и ток в этом случае протекает через диод связи Д10, что отражено на граф-схеме ветвью 10 (пунктирную линию в этом случае не следует принимать во внимание).

При исследовании электромагнитных процессов ток не боксующего двигателя принят равным току в режиме трогания. В этом случае величина синусоидальной ЭДС источника преобразуемой энергии принята такой же, как и в режиме трогания ($E = 0$). Однако при боксовании, в отличие от режима трогания, ТЭД, подключенный к преобразователю П2, вращается и величина его ЭДС после ряда экспериментов установлена равной $E_1 = 150$ В (на граф схеме эта ЭДС включена в ветвь 8). Таким образом, режим боксования характеризуется следующими величинами: $I_d = 1250$ А, $E_{фгм} = 149$ В, $E_1 = 150$ В.

Результаты исследования электромагнитных процессов в режиме боксования при указанных значениях основных величин приведены в табл. 2.1. При этом в таблице указаны два значения: величины, приведенные в числителе, относятся к двигателю, сохранившему сцепление, а приведенные в знаменателе относятся к вращающемуся двигателю (скорость скольжения не превышает 5 км/ч). При исследовании режима боксования исходные параметры ветвей приняты такими же, как и в режиме трогания, но добавлена ветвь 10 с нулевым диодом и ЭДС вращающегося двигателя.

В результате вычислительного эксперимента установлено:

- а) двенадцатипульсная схема выпрямления в режиме боксования трансформируется в две независимые шестипульсные схемы:
- б) пульсации тока вращающегося двигателя достигают 0,123% , а пульсации тока небоксующего двигателя 1,68%.

2.5.3. Режим тяги при ослабленном поле.

Принципиальная схема одного комплекта электропривода С при наличии в этом комплекте устройства ослабления поля) показана на рис. 2.24. Устройство, обеспечивающее ослабление поля тяговых электродвигателей, как следует из принципиальной схемы всей системы, приведенной на рис. 2.9, одно на все комплекты. В дальнейшем его будем называть вентильным коммутатором ослабления поля и обозначать КОП. КОП содержит два преобразователя ПЗ и П4, один из которых выполнен на тиристорах (ПЗ), а другой на диодах (П4). Преобразователь ПЗ соединен последовательно с преобразователем П4. Аноды тиристоров преобразователя ПЗ подключены к одной трехфазной системе источника преобразуемой энергии, а катоды преобразователя П4 - к другой трехфазной системе источника. Как уже указывалось, между этими системами существует сдвиг по фазе на $11/6$. При подаче на управляющие электроды тиристоров преобразователя ПЗ отпирающих импульсов проводящее состояние неуправляемых вентилей будет обеспечено лишь в интервале времени, когда $(U_a - U_k) > 0$. Потенциал анода (U_a) задается преобразователем ПЗ, а потенциал катода (U_k) задается источником преобразуемой энергии. При проводящем состоянии вентилей в преобразователях ПЗ и П4 обмотка возбуждения ТЭД шунтируется. Интервалы времени, в течение которых будут проводить вентили обоих преобразователей, переменны и зависят от угла регулирования вентилей преобразователя ПЗ. Это позволяет бесконтактно и плавно осуществлять ослабление поля ТЭД. Таким образом, напряжение, приложенное к обмоткам возбуждения ТЭД тепловоза, в зависимости от длительности проводящего состояния вентилей КОП может быть представлено в виде:

$$U_a - U_k = U_B = U_B \frac{1}{t_{np} + t_{Hnp}} = U_B \frac{1}{1 + t_{Hnp}/t_{np}}, \quad (2.39)$$

где U_k - потенциал катодной группы вентилей преобразователя П4:

\hat{u}_v - потенциал анодной группы вентиля преобразователя П2:

U_v - текущее напряжение, приложенное к обмоткам возбуждения двух тяговых электродвигателей:

U_{iv} - напряжение, прикладываемое к обмоткам возбуждения двух ТЭД и обеспечивающее заданный уровень их якорного тока в режиме полного поля:

t_{np} - длительность непроводящего состояния вентиля КОП:

t_{np} - длительность проводящего состояния вентиля КОП:

$$X = t_{np} / t_{Nnp}.$$

При отсутствии управляющих импульсов на тиристорах преобразователя П3 ($t_{np} = 0$ и $X = 0$) $U_{iv} = U_v$, как следует из выражения (2.27). Если угол управления тиристорами преобразователя обеспечивает $X = 1$, то $U_v = U_v / 2$. Это говорит о том, что напряжение на обмотках возбуждения и, следовательно, установившийся ток возбуждения снизится в два раза.

Рассмотрим режим ослабления поля, соответствующий II-й ступени ослабления поля такого же ТЭД схемы серийного тепловоза. На рис. 2.23 приведен граф схемы системы в режиме ослабления поля. Режим ослабления поля осуществляется при напряжении $U_d = 1490$ В и токе якорных цепей ТЭД $I_d = 604$ А. Как следует из вычислительного эксперимента, ток в обмотке возбуждения при ослабленном поле составил $I_v = 204$ А, а ток в КОП равен $I_{коп} = 404$ А. Коэффициент ослабления тока составил 34%, что соответствует заданному значению, а ток в КОП на 2 % превысил заданную величину. При работе ТЭП в режиме, соответствующем U-й ступени ослабления поля, ток возбуждения имеет шестикратную пульсацию, величина которой равна 2,73%. Напряжение на обмотках возбуждения также имеет шестикратные пульсации, величина которых достигает 9%.

В результате гармонического анализа получены действующие значения тока в фазах и коэффициент искажения кривой тока, потреб-

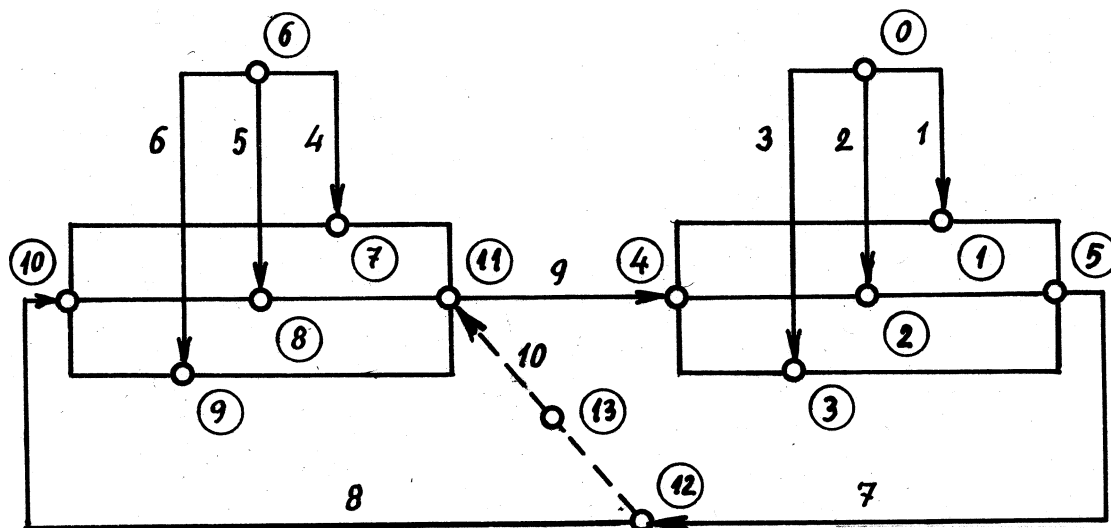


Рис. 2.22. Граф схемы тиристорного электропривода в режиме трогания С узлов - 13, ветвей - 10)

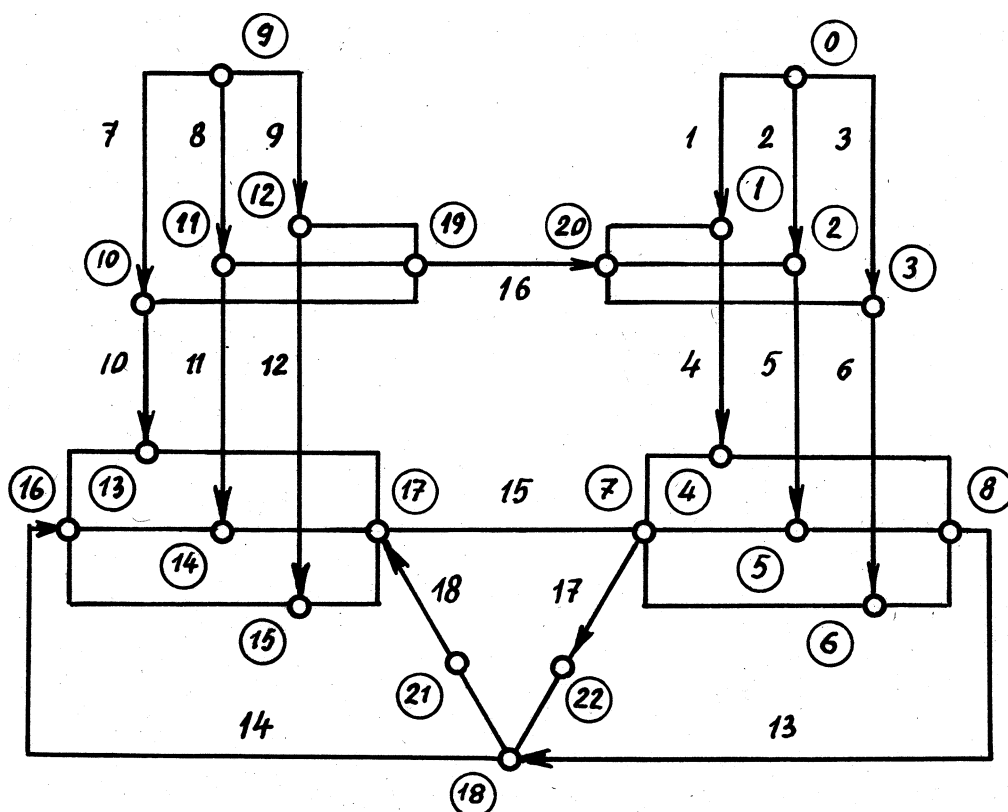


Рис. 2.23 Граф схемы тиристорного электропривода в режиме ослабления поля ТЭД С узлов - 22, ветвей - 18).

ляемого от источника преобразуемой энергии. Действующее значение тока $I_{фг} = 489,03 \text{ А}$, $K_{ит} = 19,4 \%$. Действующее значение переменного напряжения на зажимах источника преобразуемой энергии $U_{фгд} = 337,47 \text{ В}$, коэффициент искажения равен $K_{ин} = 16,88\%$.

Сопоставление результатов исследования процессов при полном поле, приведенных в табл. 2.1, с результатами исследования процессов при ослабленном поле позволяет сделать вывод о том, что в этом режиме показатели качества электрической энергии, потребляемой от источника питания, практически не изменяются.

2.5.4. Режим торможения.

В принципиальной схеме, показанной на рис. 2.9, в режиме торможения изменяется алгоритм управления вентилями преобразователей, при этом он обеспечивает:

а) подачу отпирающих импульсов на управляющие электроды анодной группы вентилях (6,7,8) преобразователя П1 и катодной группы вентилях (13,14,15) преобразователя П2:

б) снятие отпирающих импульсов с управляющих электродов катодной группы вентилях (3,4,5) преобразователя П1 и анодной группы вентилях (16,17,18) преобразователя П2:

г) реверсирование обмоток возбуждения ТЭД.

Таким образом, в режиме торможения полная схема тягового электропривода переменного-постоянного тока трансформируется в схему, приведенную на рис. 2.10. Полная схема частной модели электропривода в режиме торможения показана на рис. 2.15.

В связи с тем, что на данном этапе моделирования тягового электропривода исследовались стационарные электромагнитные процессы, электрическая машина постоянного тока моделировалась не по полным уравнениям, а упрощенно, как ветвь, содержащая активное сопротивление, индуктивность и ЭДС. При этом полярность ЭДС ТЭД в режиме торможения должна быть направлена встречно ЭДС ТЭД в тяге.

Учитывая эти особенности, граф схему тормозного режима можно представить в виде, как показано на рис. 2.24- Из приведенного рисунка следует, что граф схемы режима торможения состоит из трех автономных подсистем.

Две автономные подсистемы, описывающие якорные цепи двух ТЭД, идентичны и состоят соответственно из последовательно включенных тормозных резисторов $Y_{т1}$ и $K_{т2}$, активных сопротивлений цепей якорных обмоток $Y_{я1}$ и $R_{я2}$, индуктивностей якорных цепей $B_{я1}$ и $E_{я2}$ и ЭДС E_1 и E_2 (подсистемы, обозначенные на схеме римскими цифрами II и III). Эти подсистемы достаточно просты, для стационарного режима их анализ не представляет интереса. Поэтому исследование электромагнитных процессов в схеме электропривода, работающего в режиме торможения, проведено для подсистемы, граф которой на рис. 2.24 обозначен римской цифрой I.

При исследовании на имитационной модели тормозного режима заданы следующие параметры, характеризующие требуемый режим торможения: ЭДС фаз СТ, угол управления тиристорами и ток возбуждения ТЭД. Эти параметры определяют мощность, развиваемую тяговыми двигателями в исследуемом режиме.

ЭДС в ветвях 1,2,3 и 4,5,6 принята равной 56 В, ток возбуждения ТЭД принят равным 800 А. Схема подключения обмоток возбуждения с помощью измененного алгоритма управления вентилями оказывает существенное влияние на режим работы источника преобразуемой энергии. В токе, протекающем в фазах источника питания, появляется постоянная составляющая, а также четные гармоники и гармоники, кратные трем гармоники. Коэффициент искажения тока достигает 55,9%, коэффициент искажения кривой напряжения на клеммах источника питания равен 50,74%. Величина постоянной составляющей, отсчитываемой от амплитудного значения переменного тока, достигает 31,7%. На рис. 2.25 приведена осциллограмма токов, потребляемых от источника

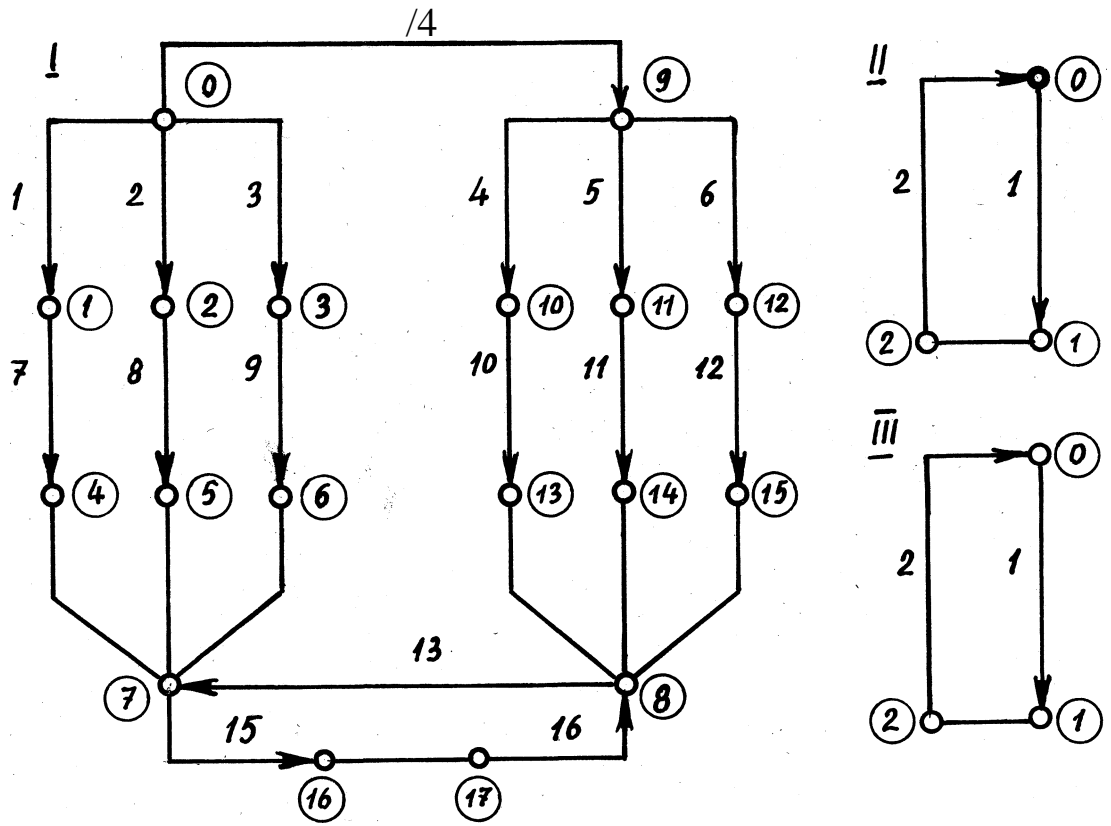


Рис. 2.24 Граф схемы тягового электропривода в режиме торможения
 (Подсистема I: узлов - 17, ветвей - 16;
 Подсистема II: узлов - 2, ветвей - 2;
 Подсистема III: узлов - 2, ветвей - 2).

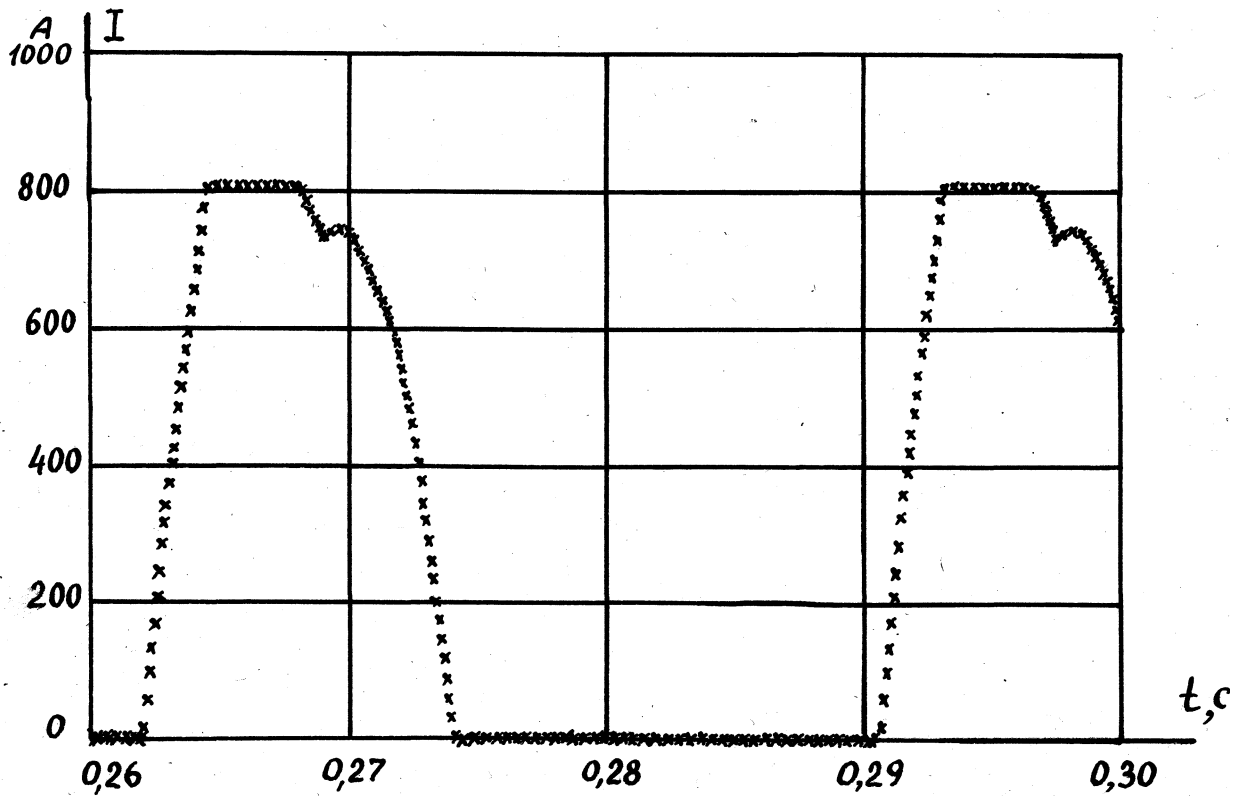


Рис. 2.25 Режим торможения, фазный ток первой звезды.

преобразуемой энергии при величине тока возбуждения, равном 800 А.

Результаты моделирования подтверждают работоспособность тиристорного ТЭП переменного-постоянного тока, а также показывают, что процессы его работы во всех возможных режимах характеризуется высоким качеством преобразования электрической энергии. Это объясняется тем, что в стационарных тяговых режимах работы при полном поле ТЭД, в режимах ослабления поля и при потере сцепления лимитирующей оси тепловоза тяговые преобразователи П1 и П2 работают с полным углом включения тиристорov (в режиме работы неуправляемых выпрямителей). В кратковременных режимах трогания локомотива качество преобразуемой электроэнергии ухудшается, так как преобразователи П1 и П2 работают в режимах, близких к короткому замыканию. При пуске величина угла коммутации вентилей тг возрастает и приближается к $51/2$. Следует отметить, что в аналогичных режимах работает и традиционный ТЭП переменного-постоянного тока с неуправляемыми выпрямителями Е1373.

2.5.5. Реализация результатов работы.

По результатам разработок автора в 1990г. было принято решение о постройке пассажирского тепловоза мощностью 4000 л.с. (на базе тепловоза ТЭП70) с тиристорной схемой тягового электропривода. В 1991г. Таллинским НПО "Электротехника" для этого тепловоза был изготовлен комплект тиристорного преобразователя типа В-МЗПП-2,4к-1,5к-УХЛЗ. В комплект преобразователя входит четыре шкафа: один шкаф ввода питания ШВП (ЖДЦ. 656365.001. ЭЗ) и три шкафа выпрямителя ШВ (ЖДИЦ. 435411.004. ЭЗ). Однако, с распадом СССР были нарушены экономические связи между бывшими республиками, входящими в его состав. Это привело к прекращению работ по созданию опытного тепловоза. Но комплект преобразователя В-МЗПП-2,4к-1,5к-УХЛЗ сохранен и пригоден к продолжению работ по опытному тепловозу.

Учитывая положительные качества рассмотренной тиристорной

схемы ТЭП, целесообразно применить ее на создаваемом для железных дорог Украины новом магистральном пассажирском тепловозе с генератором отопления.

2.6. Регулировочные характеристики гибридных тиристорных выпрямителей

2.6.1. Регулировочные характеристики гибридных выпрямителей, работающих в неуправляемом и полууправляемом режимах.

2.6.1.1. В ряде практических случаев (в частности, в рассмотренной выше схеме тиристорного электропривода) возникает необходимость в применении в системах автоматизированного электропривода гибридных тиристорных выпрямителей, работающих на общую статическую ZCRL) нагрузку и получающих питание от двух симметричных трехфазных источников ЭДС одной частоты, но с произвольным фазовым сдвигом между ними [75,85,104,109). Схема гибридного тиристорного выпрямителя представляет собой два включенных последовательно однотактных трехфазных выпрямителя, как показано на рис. 2.26. Общая нагрузка зашунтирована нулевым вентилем. В частном случае при нулевом фазовом сдвиге между двумя трехфазными источниками питания такая схема в неуправляемом варианте, названная шести-фазной однотактной последовательной вентильной схемой, достаточно подробно исследована в [159]. Однако работа гибридных схем выпрямления по рис. 2.26 в неуправляемом и управляемом вариантах в общем случае при произвольных углах сдвига фаз между двумя трехфазными источниками питания не исследовалась. В этой связи автором выполнен анализ режимов работы и характеристик схемы гибридного выпрямителя [79,80], который представляет не только практический, но и теоретический интерес.

С целью определения регулировочных и передаточных характе-

ристик проанализируем работу этой схемы при допущениях, что источники питания являются идеальными источниками ЭДС, вентили представляют собой идеальные переключатели, а явление коммутации отсутствует ($\sigma = 0$).

Мгновенные значения фазных ЭДС соответственно первого и второго источников питания описываются выражениями, где за начало отсчета принят угол естественного включения вентиля VII в эквивалентной диодной схеме. Фазные ЭДС первого источника питания :

$$\begin{aligned} e_{11} &= U_m \sin(\omega t + 31/6) \\ - e_{12} &= U_m \sin(\omega t - 31/2) \\ e_{13} &= U_m \sin(\omega t + 51/6) \end{aligned} \quad \text{С 2.40)}$$

Фазные ЭДС второго источника питания :

$$\begin{aligned} e_{21} &= U_m \sin(\omega t + 51/6) \\ e_{22} &= U_m \sin(\omega t - 31/2 - 4^*) \\ e_{23} &= U_m \sin(\omega t + 531/6 - 4^*) \end{aligned} \quad \text{С 2.41)}$$

где U_m - амплитуда фазовых напряжений:

4^* - угол сдвига фаз между одноименными фазовыми ЭДС первого и второго источников питания.

По способу управления гибридным выпрямителем возможны следующие четыре режима работы схемы :

- все тиристоры работают в диодном режиме;
- тиристоры V_{11}, V_{12}, V_{13} работают в диодном режиме, тиристоры V_{21}, V_{22}, V_{23} работают в управляемом режиме;
- тиристоры V_{11}, V_{12}, V_{13} работают в управляемом режиме, тиристоры V_{21}, V_{22}, V_{23} работают в диодном режиме;
- все тиристоры работают в управляемом режиме.

Последний режим работы рассматривается в следующем разделе.

Анализ мгновенных значений напряжений (С 2.40) и (С 2.41), а

также потенциальных условий на тиристорах показывает, что в силу симметрии схемы все указанные выше режимы работы гибридного выпрямителя достаточно рассмотреть при изменении угла сдвига фаз на интервале $[0; 3\pi/3]$.

2.6.1.2. Режим 1.

В первом режиме все тиристоры работают с полным углом от-крытия. Иначе говоря, угол задержки включения тиристоров α , от-считываемый от момента естественного включения вентиля VII в эк-вивалентной диодной схеме, равен нулю. В любой момент времени мгно-венное значение выпрямленного напряжения $U_d(\omega t)$ определяется раз-ностью потенциалов, первый из которых равен наиболее высокому по-тенциалу фаз первого источника питания, а второй - наиболее низ-кому потенциалу фаз второго источника питания. За точку нулевого потенциала удобно принять потенциал нулевого вывода обоих источ-ников питания. Напряжение $U_d(\omega t)$ представляет собой периодическую функцию с периодом $[0; 2\pi/3]$ и описывается выражениями С на интер-вале $0 \leq \omega t \leq (\pi + \pi/3)$:

$$U_{d1}(\omega t) = 2U_m \cos(\pi/6 - \alpha/2) \sin(\omega t + \pi/3 - \alpha/2), \quad \text{С 2.42)}$$

(на интервале $(\pi/3 + \alpha/2) \leq \omega t \leq 2\pi/3$):

$$U_{d2}(\omega t) = 2U_m \cos(\pi/6 + \alpha/2) \sin(\omega t - \alpha/2). \quad (2.43)$$

Кривые мгновенных значений выпрямленного напряжения в от-носительных единицах, рассчитанные по (2.42) и (2.43) для различ-ных значений угла сдвига фаз α , представлены на рис. 2,27. Среднее значение выпрямленного напряжения определяется по формуле :

$$U_d = \frac{2\pi/3}{2\pi} \int_0^{2\pi/3} U_d(\omega t) d\omega t = \frac{C' / (\pi + \pi/3)}{2\pi} \left[\int_0^{C' / (\pi + \pi/3)} U_{d1}(\omega t) d\omega t + \int_{C' / (\pi + \pi/3)}^{2\pi/3} U_{d2}(\omega t) d\omega t \right]$$

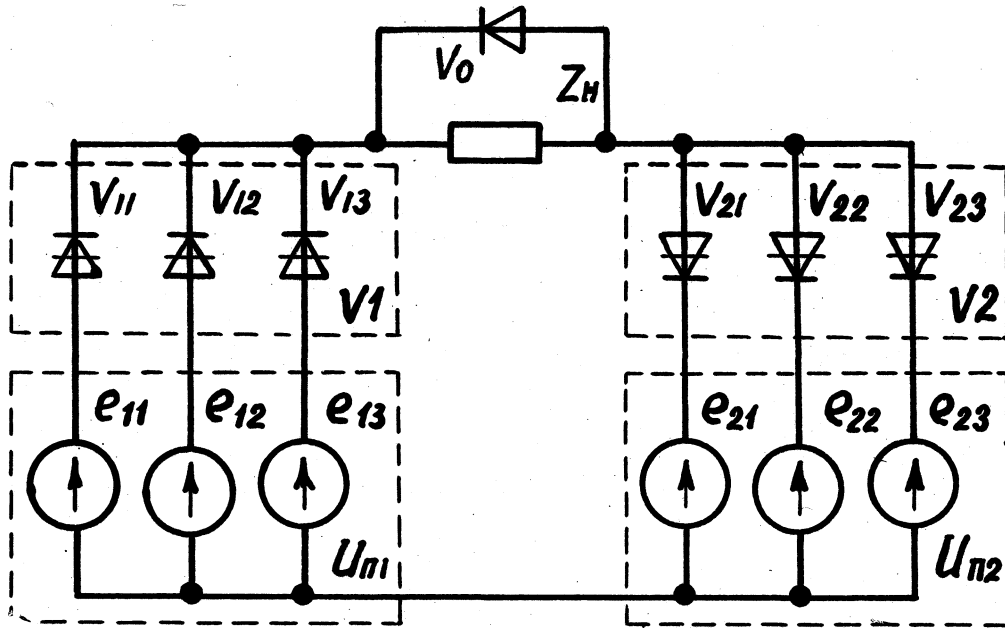
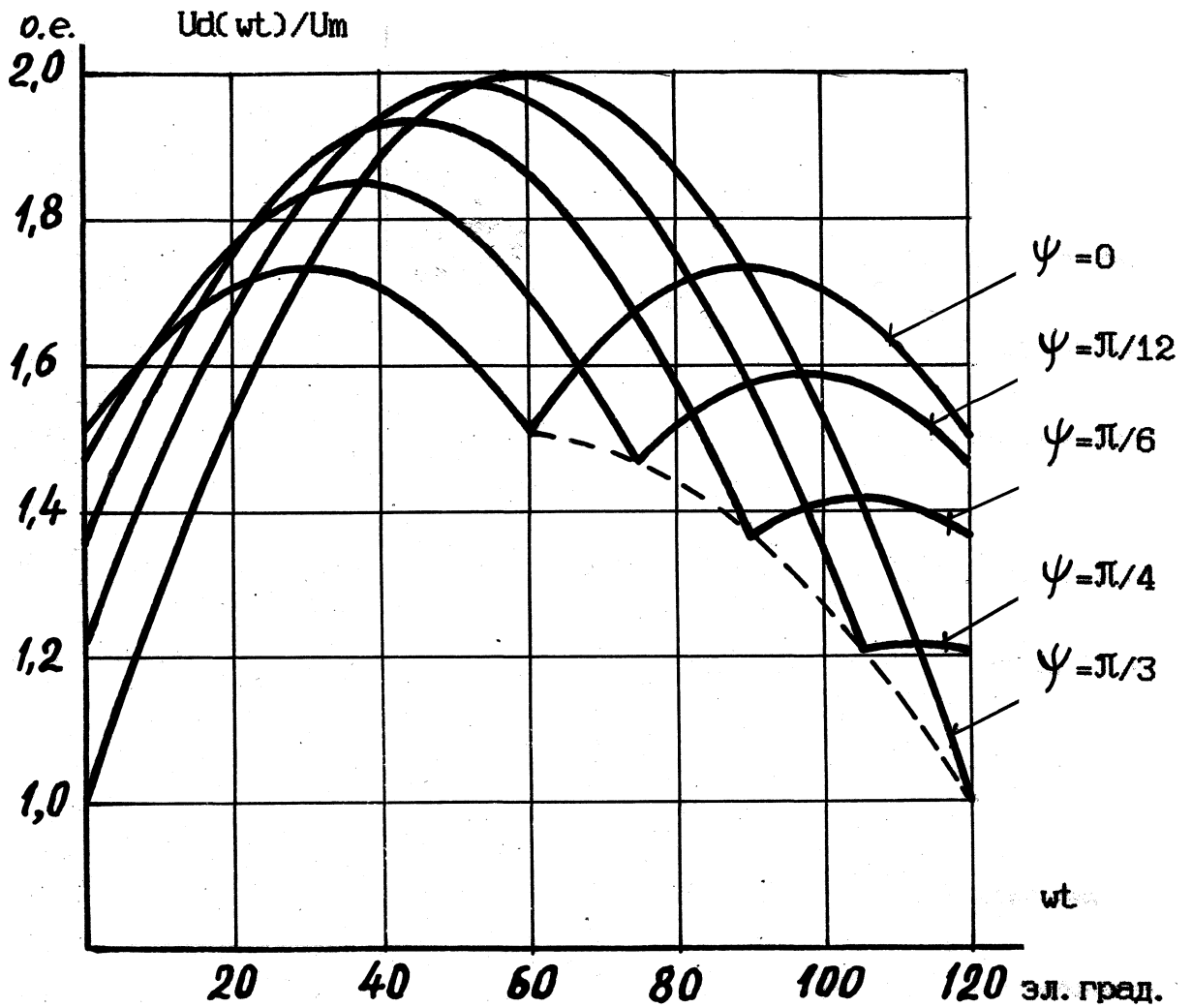


Рис. 2.26 Расчетная схема гибридного УВ

Рис. 2.27 Мгновенные значения выпрямленного напряжения в эквивалентной неуправляемой схеме при $\alpha = \text{var}$.

$$\frac{3\sqrt{3}}{\pi} U_m . \quad (2.44)$$

Как показывает последнее выражение, среднее значение выпрямленного напряжения определяется только величиной фазного напряжения источников питания и не зависит от угла фазового сдвига между ними. Однако величина пульсаций выпрямленного напряжения и их эквивалентная частота существенно зависят от величины фазового сдвига. Коэффициент пульсаций выпрямленного напряжения определяется по формуле:

$$\epsilon_{\text{п}} = \frac{U_d(\omega t)_{\text{max}} - U_d(\omega t)_{\text{min}}}{U_d(\omega t)_{\text{max}} + U_d(\omega t)_{\text{min}}}, \quad (2.45)$$

где $U_d(\omega t)_{\text{max}}$ - максимальное значение выпрямленного напряжения,

определяемое по (2.42) на середине интервала:

$U_d(\omega t)_{\text{min}}$ - минимальное значение выпрямленного напряжения,

определяемое по (2.43) на границах интервалов.

Из совместного решения (2.42), (2.43) и (2.45) получим:

$$\epsilon_{\text{п}} = \frac{1 - \sin(3\sqrt{3} - \psi/2)}{1 + \sin(\sqrt{3} + \psi/2)} \quad (2.46)$$

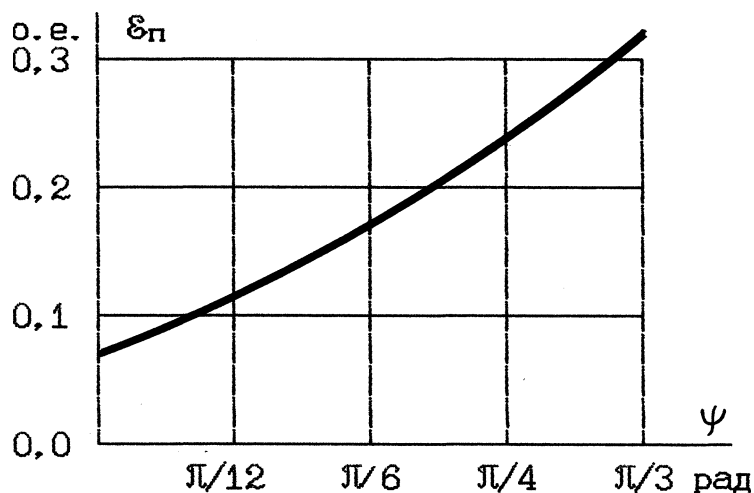


Рис. 2.28 Зависимость $\epsilon_{\text{п}}(4^*)$.

Зависимость $\epsilon_{\text{п}}(\psi)$ приведена на рис. 2.28. При $\psi = 0$ величина коэффициента пульсаций минимальна и соответствует коэффициенту пульсаций выпрямленного напряжения на выходе шестифазной одноконтурной после-

довательной схемы [159], а при $V_u = \pi/3$ пульсация выпрямленного напряжения достигает максимального значения, равного коэффициенту пульсаций выпрямленного напряжения по схеме однотактного трехфазного выпрямителя.

2.6.1.3. Режим 2.

Во втором режиме тиристоры V_{11}, V_{12}, V_{13} (см.рис.2.26) работают в диодном режиме, тиристоры V_{21}, V_{22}, V_{23} работают в управляемом режиме. Для упрощения анализа режимов работы схемы начало отсчета перенесем в точку естественного включения тиристора V_{21} в эквивалентной диодной схеме. Анализ мгновенных значений ЭДС источников питания и потенциальных условий на вентильных элементах показывает, что полный диапазон регулирования для рассматриваемого режима работы схемы, показанный на рис.2.29, составляет:

$$0 \leq \alpha < (\pi/3 - \gamma/2) \tag{2.47}$$

и подразделяется на четыре поддиапазона :

а) Первый поддиапазон соответствует изменению угла управления в пределах $0 \leq \alpha < (\pi/3 - \gamma)$. Выпрямленное напряжение равно :

$$U_{di} = \frac{3U_m}{2\pi} \int_{\alpha}^{\pi/3} U_m \sin(\omega t + \gamma + \pi/2) dt + \frac{3U_m}{2\pi} \int_{\pi/3}^{\pi/3 + \gamma} U_m \sin(\omega t + \pi/6) dt +$$

$$\frac{3U_m}{2\pi} \int_{\pi/3 + \gamma}^{\pi} U_m \sin(\omega t + \pi/6) dt + \frac{3U_m}{2\pi} \int_{\pi}^{\pi + \gamma} U_m \sin(\omega t + \pi/6) dt > =$$

$$\frac{3\sqrt{3}}{2\pi} U_m (\cos \alpha + \cos(\alpha + \gamma)) : \tag{2.48}$$

б) Второй поддиапазон соответствует изменению угла управления в пределах $(\pi/3 - \gamma) \leq \alpha < (\pi/3 - \gamma/2)$. Выпрямленное напряжение равно

$$U_d = \frac{3U_m}{251} \Gamma \int_{\alpha}^{\pi} [\sin C\omega t + \phi - 51/6) + \sin C\omega t + 51/6)1 \, d\omega t +$$

СдЛ+2Л/3)

$$+ \int_{\pi}^{\alpha} [\sin C\omega t + \phi - 551/6) + \sin C\omega t + 51/6)1 \, d\omega t > =$$

СЯ-П

$$\frac{3U_m}{23T} (\cos \alpha + \cos \alpha) : \quad \text{С 2.49)}$$

в) Третий поддиапазон соответствует изменению угла управления в пределах С 251/3 -φ/2) а С 51 -φ).

Выпрямленное напряжение равно :

СЯ-Ъ

$$U_{d3} = \frac{3}{251} \Gamma \int_{\alpha}^{\pi} [\sin C\omega t + \phi - 51/6) + \sin C\omega t + 51/6)1 \, d\omega t +$$

С4Д/3-Ф/2)

$$+ \int_{\pi}^{\alpha} [\sin C\omega t + \phi - 551/6) + \sin C\omega t + 51/6)1 \, d\omega t \} = \quad \text{С 2.50)}$$

СЯ-У)

$$= \frac{3}{51} U_m [\cos 51/6 + \sin 4/2 + \cos C \phi/2 - 51/6) \cos C\alpha + 7/2)1$$

г) Четвертый поддиапазон соответствует изменению угла управления в пределах СП -φ) а <: С451/3 -φ/2). Выпрямленное напряжение равно :

(4Я/3-4/2)

$$U_d = \frac{3}{251} \Gamma \int_{\alpha}^{\pi} [\sin C\omega t + \phi - 551/6) + \sin C\omega t + 51/6)1 \, d\omega t =$$

$$\frac{3U_m}{51} \sin \phi/2 [1 + \cos C\alpha + \phi/2 - 51/3)1 \quad \text{С 2.51)}$$

Таким образом, регулировочная характеристика комбинированного выпрямителя по рис. 2.26 в общем виде при произвольном сдвиге фаз

между двумя симметричными трехфазными источниками питания во втором режиме работы описывается выражением :

$$\frac{3}{2L} U_m C_1 + \cos a), \text{ при } 0 \leq a \leq \frac{2L}{3} - \frac{\pi}{2}$$

$$\frac{3}{L} U_m [\cos \frac{L}{6} + \sin \frac{\pi}{2} + \cos(\frac{\pi}{2} - \frac{L}{6}) \cos(a + \frac{\pi}{2})],$$

при $\frac{2L}{3} - \frac{\pi}{6} \leq a \leq \frac{L}{3}$

$$\frac{3}{L} U_m \sin \frac{\pi}{2} [1 + \cos(\frac{\pi}{2} - \frac{L}{3})], \quad \text{С 2.52)}$$

при $\frac{L}{3} \leq a \leq \frac{4L}{3} + \frac{\pi}{2}$

$$U_m \sin a, \text{ при } 0 \leq a \leq \frac{2L}{3} - \frac{\pi}{2}$$

$$U_m \cos(\frac{L}{6} - \frac{\pi}{2}) \sin(\frac{\pi}{2} - \frac{L}{3}), \quad \text{С 2.53)}$$

при $\frac{2L}{3} - \frac{\pi}{2} \leq a \leq \frac{L}{3}$

$$\frac{3}{L} U_m \sin \frac{\pi}{2} \sin(\frac{\pi}{2} - \frac{L}{3}),$$

при $\frac{L}{3} \leq a \leq \frac{4L}{3} - \frac{\pi}{2}$

Зависимость коэффициента передачи комбинированного выпрямителя, работающего в режиме 2, описывается выражением С 2.53). Аналогичными характеристиками описывается работа комбинированного выпрямителя в случае изменения полярности включения вентилей в схеме по рис. 2.26, при этом изменяется знак выпрямленного напряжения.

2.6.1.4. Режим 3

В третьем режиме тиристоры V11, V12, V13 работают в управляемом режиме, тиристоры V21, V22, V23 работают в диодном режиме.

Начало отсчета соответствует принятому в выражениях С 2.40) и (2.41) для мгновенных значений фазовых ЭДС первого и второго источников питания. В рассматриваемом режиме полный диапазон регулирования схемы составляет $0 \leq \alpha < (\alpha + 4/2)$. Этот диапазон, показанный на рис. 2.30, подразделяется на три поддиапазона.

а) В первом поддиапазоне угол управления α изменяется в пределах $0 \leq \alpha < (\alpha + 4/2)$. Среднее значение выпрямленного напряжения:

$$U_{di} = \frac{3U_m}{2\alpha} \left\{ J_{\frac{\alpha+31/3}{\alpha L}} [\sin C\omega t + \pi/6) + \sin C\omega t + 31/2 - 4/)] \right\} d\omega t$$

$$+ \int_{\frac{\alpha L+2\pi/3}{\alpha L+\pi/3}}^{\alpha L+\pi/3} [\sin C\omega t - \alpha/ - \pi/6) + \sin C\omega t + 31/6)] d\omega t =$$

$$\frac{\alpha \sqrt{3}}{2\alpha} U_m \cos \alpha L + \cos \alpha L \quad \text{С 2.54)}$$

б) Во втором поддиапазоне угол управления изменяется в пределах $\alpha + 4/2 \leq \alpha < \alpha + 4/2 + 4/2$. Среднее значение выпрямленного напряжения равно:

$$U_{d2} = \frac{3U_m}{231\alpha} \left\{ J_{\frac{\alpha+31/3}{\alpha L}} [\sin C\omega t - \alpha/ + 31/2) + \sin C\omega t + \alpha/6)] \right\} d\omega t +$$

$$\int_{\frac{\alpha L+\pi/2}{\alpha L+\pi/3}}^{\alpha L+\pi/2} [\sin C\omega t - \alpha/ - 31/6) + \sin C\omega t + 31/6)] d\omega t =$$

$$\frac{3U_m}{\alpha} \left[\cos \frac{31/6}{\alpha} + \cos C\frac{31/6}{\alpha} + 472) + \cos C\frac{\pi/2}{\alpha} - 31/6) \right] * \cos C\alpha + 31/3 - 472)] \quad \text{С 2.55)}$$

в) В третьем поддиапазоне угол управления изменяется в пределах $\alpha + 4/2 + 4/2 \leq \alpha < \alpha + 4/2 + 4/2 + 4/2$. Среднее значение выпрямленного напряжения определяется выражением:

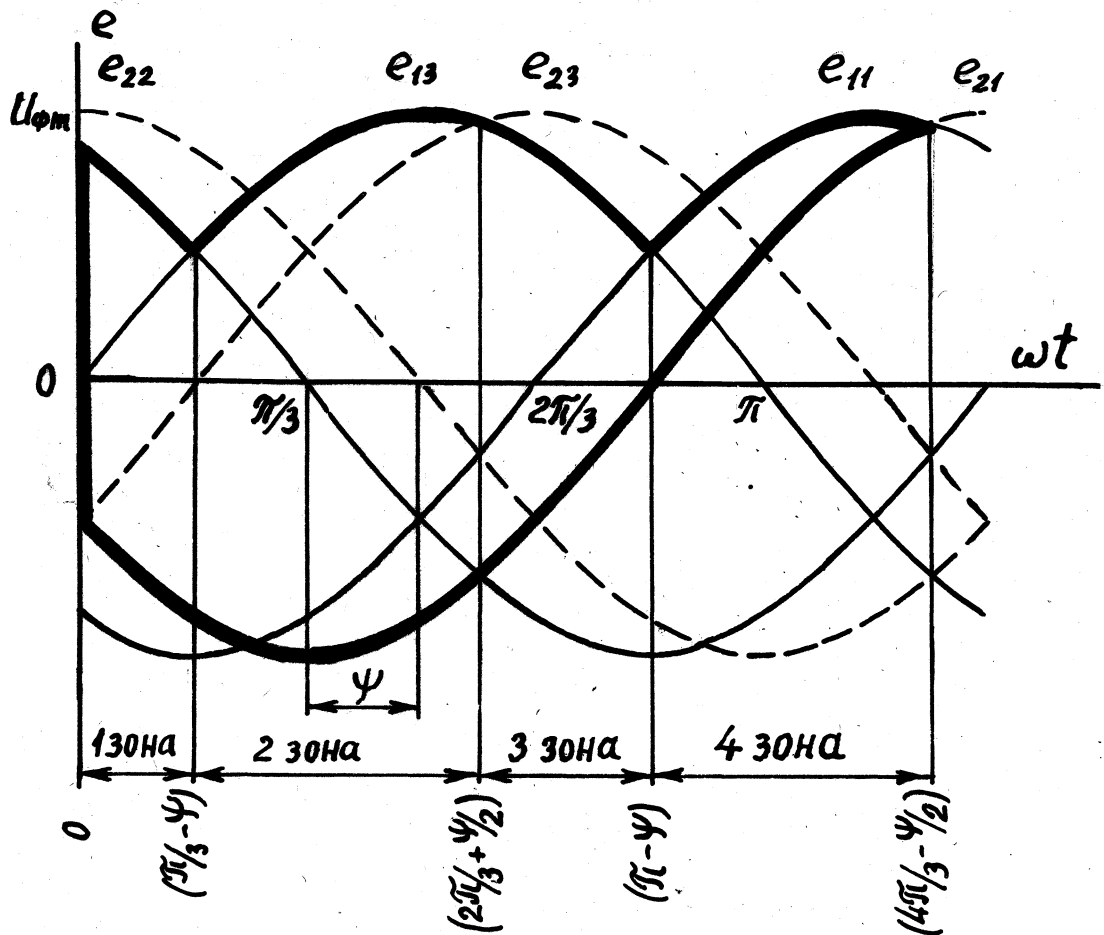


Рис.2.29 Область регулирования УВ во втором режиме

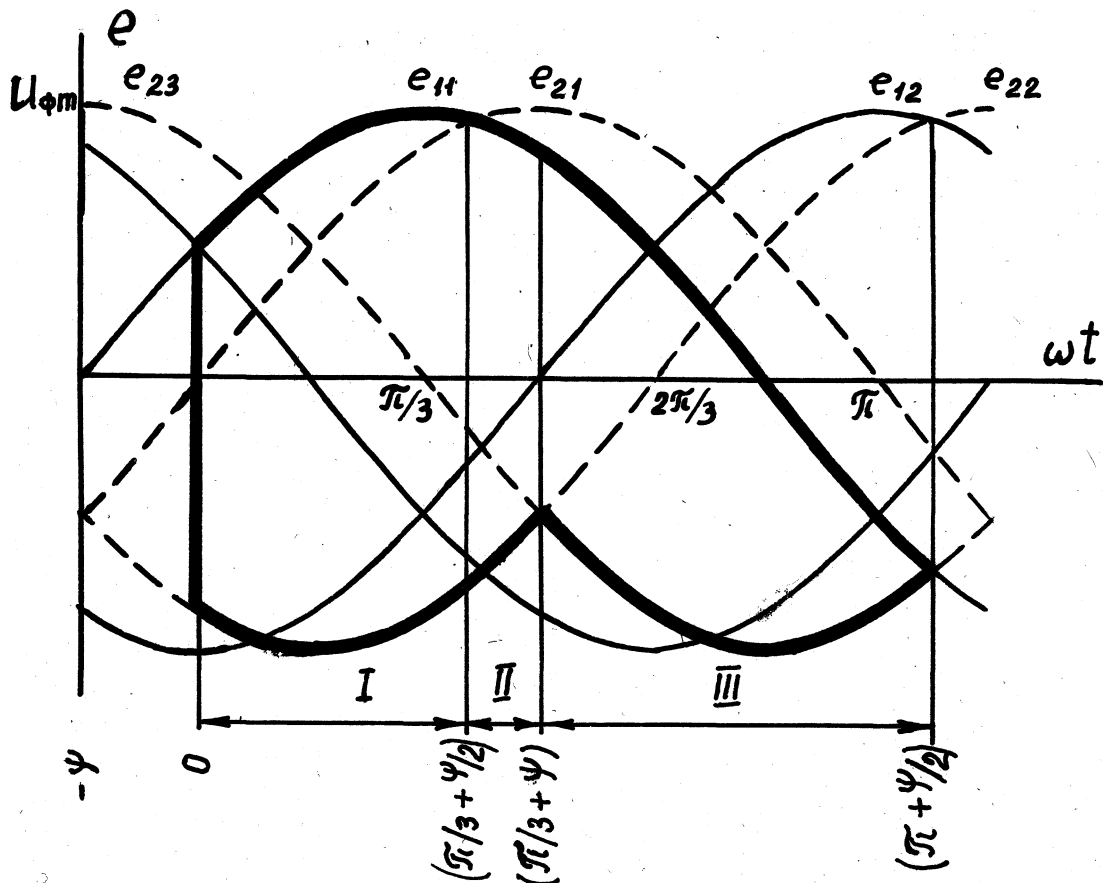


Рис.2.30 Область регулирования УВ в третьем режиме.

$$U_{d3} = \frac{3U_m \tau}{2\pi d} \int_0^{\pi/3 + \alpha} [\sin(\omega t - \gamma - \pi/6) + \sin(\omega t + \pi/6)] d\omega t =$$

$$\frac{3U_m}{\pi} \left[\cos(\pi/6 + \alpha/2) [1 + \cos(\alpha - \pi/2)] + \cos(\pi/6 - \alpha/2) [1 - \cos(\alpha - \pi/2)] \right] \quad (2.56)$$

Регулировочная характеристика комбинированного выпрямителя в третьем режиме работы описывается выражением :

$$\frac{3\sqrt{3} U_m}{2\pi} \cos(\alpha + \pi/6), \quad \text{при } 0 < \alpha < \pi/3 + \pi/2$$

$$U_d = \frac{3U_m}{\pi} \left[\cos(\pi/6 + \alpha/2) + \cos(\pi/6 - \alpha/2) \right] \cos(\alpha) + \frac{3U_m}{\pi} \left[\cos(\pi/3 - \alpha/2) + \cos(\pi/3 + \alpha/2) \right] \cos(\alpha) \quad (2.57)$$

$$\frac{3U_m}{\pi} \cos(\pi/6 + \alpha/2) [1 + \cos(\alpha - \pi/2)],$$

при $\pi/3 + \pi/2 < \alpha < \pi + \pi/2$

Модуль коэффициента передачи комбинированного выпрямителя, работающего в третьем режиме:

$$U_m \sin \alpha \quad \text{при } 0 < \alpha < \pi/3 + \pi/2$$

$$\frac{3U_m}{\pi} \left[\cos(\pi/6 - \alpha/2) \sin(\alpha + \pi/3 - \pi/2) + \cos(\pi/6 + \alpha/2) \sin(\alpha - \pi/2) \right] \quad (2.58)$$

при $\pi/3 + \pi/2 < \alpha < \pi + \pi/2$

$$\frac{3U_m}{\pi} \left[\cos(\pi/6 + \alpha/2) \sin(\alpha - \pi/2) + \cos(\pi/6 - \alpha/2) \sin(\alpha + \pi/3 - \pi/2) \right]$$

при $\pi/3 + \pi/2 < \alpha < \pi + \pi/2$

Аналогичным выражением описывается регулировочная характеристика комбинированного выпрямителя при переключении вентильных элементов на противоположное. При этом, естественно, изменяется и знак выпрямленного напряжения.

При изменении полярности угла сдвига фаз между соответствующими фазами первого и второго источников питания (фазные ЭДС второго источника питания будут опережать соответствующие фазные ЭДС первого источника питания) произойдет смена между собой второго и третьего режимов работы комбинированного выпрямителя.

На рис. 2.31 представлены расчетные регулировочные характеристики и зависимости модуля коэффициента передачи гибридного выпрямителя при работе его во втором и третьем режимах для наиболее распространенного случая $U = \pi/6$.

2.6.2. Регулировочные характеристики гибридных тиристорных выпрямителей в управляемом режиме.

2.6.2.1. В предыдущем подразделе отмечено, что возможны четыре режима работы гибридного тиристорного выпрямителя, и там же рассмотрены первые три из них. В настоящем подразделе рассматривается работа гибридного выпрямителя в четвертом режиме, когда все тиристоры выпрямителя работают в управляемом режиме (L 79).

Целесообразно рассмотреть следующие три способа формирования регулировочных характеристик гибридного выпрямителя в управляемом режиме:

- симметричное управление;
- несимметричное управление с синхронизацией по опережающей ЭДС;
- несимметричное управление с синхронизацией по отстающей ЭДС.

2.6.2.2. Симметричное управление.

При симметричном управлении каждый из тиристоров гибридного выпрямителя может быть включен при $\alpha = 0$, который отсчитывается от момента естественного включения соответствующего тиристора в

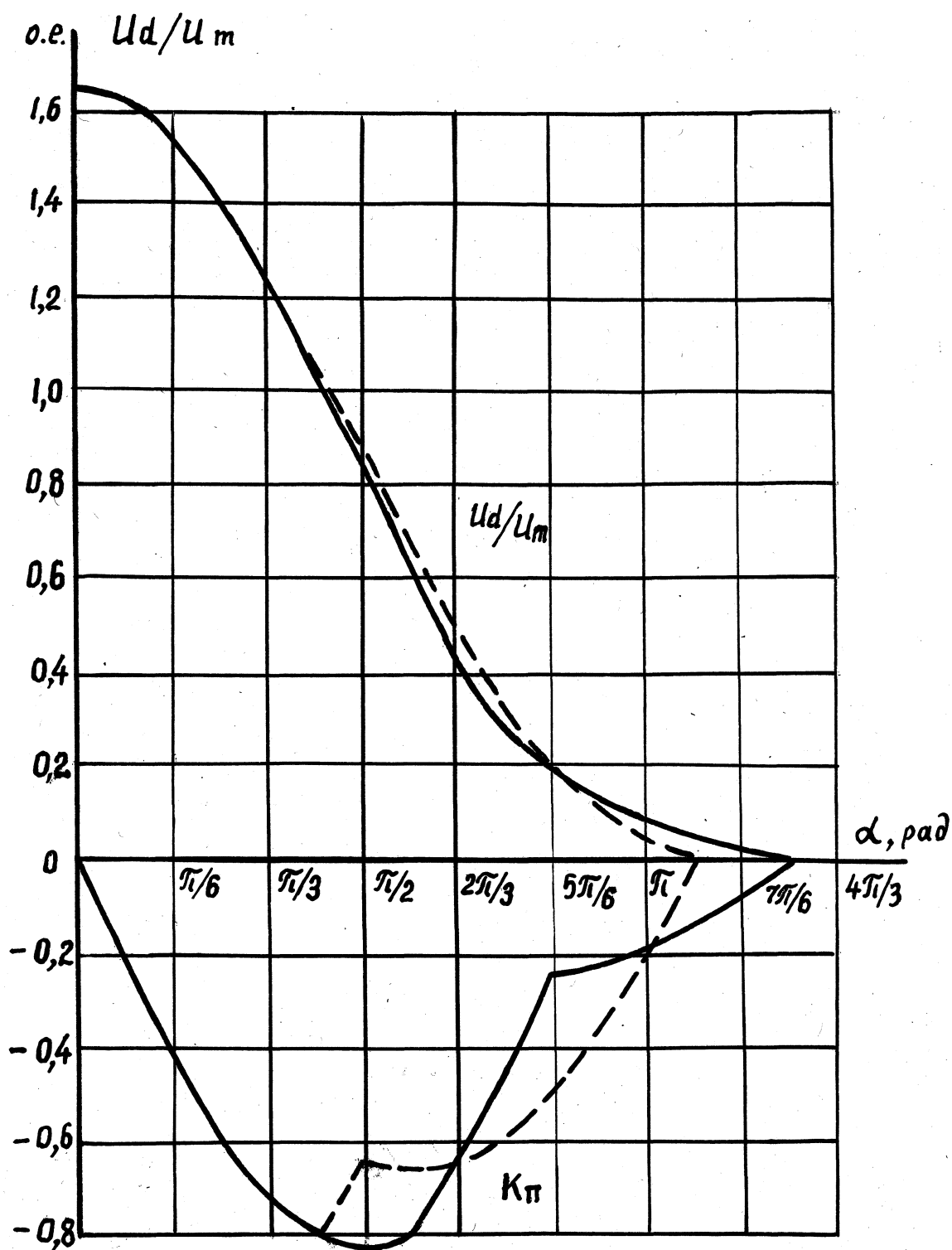


Рис. 2.31 Расчетные регулировочные характеристики и значения коэффициентов передачи гибридного УВ в полупроводяемом режиме :
 второй режим ;
 _____ третий режим .

эквивалентной диодной схеме. Соответственно, схема фазового управления гибридным выпрямителем в общем случае должна иметь шесть (по числу тиристоров) каналов управления. Полный диапазон регулирования гибридного выпрямителя при симметричном управлении, соответствующий изменению выходного напряжения в функции угла задержки включения тиристоров α от максимального значения до нуля, показан на рис. 2.32. Начало отсчета соответствует моменту естественного включения тиристора V11 (см. рис. 2.26) в эквивалентной диодной схеме. Для того, чтобы регулировочная характеристика гибридного выпрямителя при симметричном управлении не имела релейных участков, длительность сигналов управления тиристорами выпрямителя V1 должна быть равна:

$$T_{иу1} = \frac{\pi}{\omega} \left(\frac{\pi}{3} - \alpha_1 \right), \quad (2.59)$$

где ω - круговая частота первого и второго источников питания:

α_1 - угол управления тиристорами первого выпрямителя, изменяющийся в пределах $0 \leq \alpha_1 \leq \frac{\pi}{3}$.

Длительность сигналов управления тиристорами второго выпрямителя V2 должна быть равна:

$$T_{иу2} = \frac{\pi}{\omega} \left(\frac{\pi}{3} - \alpha_2 \right), \quad (2.60)$$

где α_2 - сигналы управления тиристорами второго выпрямителя, изменяющиеся в диапазоне $0 \leq \alpha_2 \leq \frac{\pi}{3}$, опережающие сиг-

налы управления соответствующими тиристорами первого выпрямителя на угол $(\frac{\pi}{3} - \alpha)$.

Здесь и в дальнейшем при исследовании регулировочных характеристик гибридного выпрямителя в четвертом режиме примем, что абсолютные приращения углов управления тиристорами первого и второго выпрямителей будут одинаковыми $\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha$, а их текущее значение равно α . Под регулировочной характеристикой понимается за-

зависимость среднего значения выпрямленного напряжения U_d от угла управления α .

Анализ мгновенных значений фазных ЭДС первого и второго источников питания и потенциальных условий на тиристорах и нагрузке гибридного выпрямителя показывает, что полный диапазон регулирования гибридного выпрямителя при симметричном управлении подразделяется на четыре поддиапазона.

а) Первый поддиапазон соответствует изменению угла управления в пределах $0 \leq \alpha < \pi/3$ - **1/2**).

Зависимость среднего значения выпрямленного напряжения управления описывается выражением:

$$U_{d1} = \frac{3U_m}{2\pi} \int_0^{\pi/3} [\sin(\omega t + \pi/6) + \sin(\omega t + \pi/2 - \alpha) - V_0] d\omega t + \dots$$

$$+ \frac{I}{\pi} \int_0^{\pi/3} [\sin(\omega t + \pi/6) + \sin(\omega t - \pi/6 - \alpha)] d\omega t, \quad (2.61)$$

Работа гибридного выпрямителя в первом поддиапазоне характеризуется непрерывностью выпрямленного напряжения. Первое слагаемое правой части выражения (2.61) в фигурных скобках учитывает одновременную работу тиристоров V_{11} и V_{23} . При этом полный интервал интегрирования в первом поддиапазоне при изменении α по продолжительности остается неизменным и равным периоду выпрямленного напряжения $2\pi/3$.

Зависимость среднего значения выпрямленного напряжения от угла регулирования в первом поддиапазоне, получаемая в результате вычисления выражения (2.61), равна:

$$U_d = \frac{3V_3}{\pi} U_m \cos \alpha \quad (2.62)$$

Л:

б) Второй поддиапазон соответствует изменению угла управления в пределах $\alpha \in (51/3 - \pi/2) \text{ а. } (51/3 + \pi/2)$.

Среднее значение выпрямленного напряжения вычисляется по формуле:

$$U_{d2} = \frac{3U_m}{251} \left[\int_{\alpha}^{\pi} \sin \omega t + 51/6) dt + \int_{\pi}^{\alpha + \pi} (\sin \omega t - 51/6) dt \right] + \frac{3U_m}{251} \left[\int_{\alpha}^{\pi} \sin \omega t + 51/6) dt + \int_{\pi}^{\alpha + \pi} (\sin \omega t - 51/6) dt \right] \quad \text{С 2.63)}$$

Во втором поддиапазоне работа гибридного выпрямителя характеризуется появлением прерывистого режима. В кривой выпрямленного напряжения появляются нулевые площадки, вызванные тем, что по потенциальным условиям тиристор V22 выключается раньше, чем вступает в работу тиристор V23. В соответствии с выражением С 2.63) регулировочная характеристика гибридного выпрямителя при работе во втором поддиапазоне представляется в виде:

$$U_{d2} = \frac{3U_m}{51} \left[\cos \alpha + 51/6 + \cos \left(\frac{\pi}{3} + 472 \right) \cos \alpha + 51/6 + 4/2 \right] \quad \text{С 2.64)}$$

в) Третий поддиапазон соответствует изменению угла управления тиристоров в пределах $\alpha \in (51/3 + 7/2) \text{ а } \alpha \in (251/3 - 7/2)$.

Среднее значение выпрямленного напряжения описывается выражением:

$$U_{d3} = \frac{U_m}{251} \left[\int_{\alpha}^{\pi} (\sin \omega t + 51/6) dt + \int_{\pi}^{\alpha + \pi} (\sin \omega t - 51/6) dt \right] + \frac{U_m}{251} \left[\int_{\alpha}^{\pi} (\sin \omega t + 51/6) dt + \int_{\pi}^{\alpha + \pi} (\sin \omega t - 51/6) dt \right] \quad \text{С 2.65)}$$

На интервале интегрирования в кривой выпрямленного напряжения по- является вторая нулевая площадка. Ее появление связано с тем, что до окончания периода выпрямленного напряжения по изменившимся по- тенциальным условиям выходит из работы тиристор также V23. Сред- нее значение выпрямленного напряжения равно:

$$U_{d3} = \frac{3U_m}{\pi} [\cos \gamma/2 + \cos \alpha + \frac{\pi}{6} + \cos \alpha \cos \delta + \frac{\pi}{2}] \quad \text{С 2.66)}$$

г) Четвертый поддиапазон соответствует изменению угла уп- равления в пределах $\frac{2\pi}{3} - \frac{\pi}{2} < \alpha < \frac{2\pi}{3} + \frac{\pi}{2}$.

При работе гибридного выпрямителя в четвертом поддиапазоне на рассматриваемом интервале времени в работе остаются только ти- ристоры V11 и V22- Среднее значение выпрямленного напряжения:

$$U_{d4} = \frac{3U_m}{2\pi} \int_{\frac{2\pi}{3} + \frac{\pi}{2}}^{\frac{2\pi}{3} - \frac{\pi}{2}} [\sin \omega t + \frac{\pi}{6}] + \sin \omega t + \frac{\pi}{2} - \alpha] d\omega t =$$

$$= \frac{3U_m}{\pi} \cos \alpha \left[\frac{\pi}{6} - \frac{\pi}{2} \right] [1 + \cos \delta + \frac{\pi}{3} - \alpha] \quad \text{С 2.67)}$$

Таким образом, регулировочная характеристика гибридного выпрями- теля (в относительных единицах) при симметричном управлении и при произвольном сдвиге фаз между двумя симметричными трехфазными ис- точниками питания описывается выражением (С 2.68), а его коэффициент передачи описывается выражением (С 2.69).

На рис. 2.33 показано изменение границ поддиапазонов регу- лирования гибридного выпрямителя при симметричном управлении. Из рис. 2.33 видно, что при $\alpha = 0$ гибридный выпрямитель работает толь- ко в первом и третьем поддиапазонах, так как величины интервалов второго и четвертого поддиапазонов становятся равными нулю, а при $\alpha = \pi/3$ вырождается режим работы гибридного выпрямителя в третьем

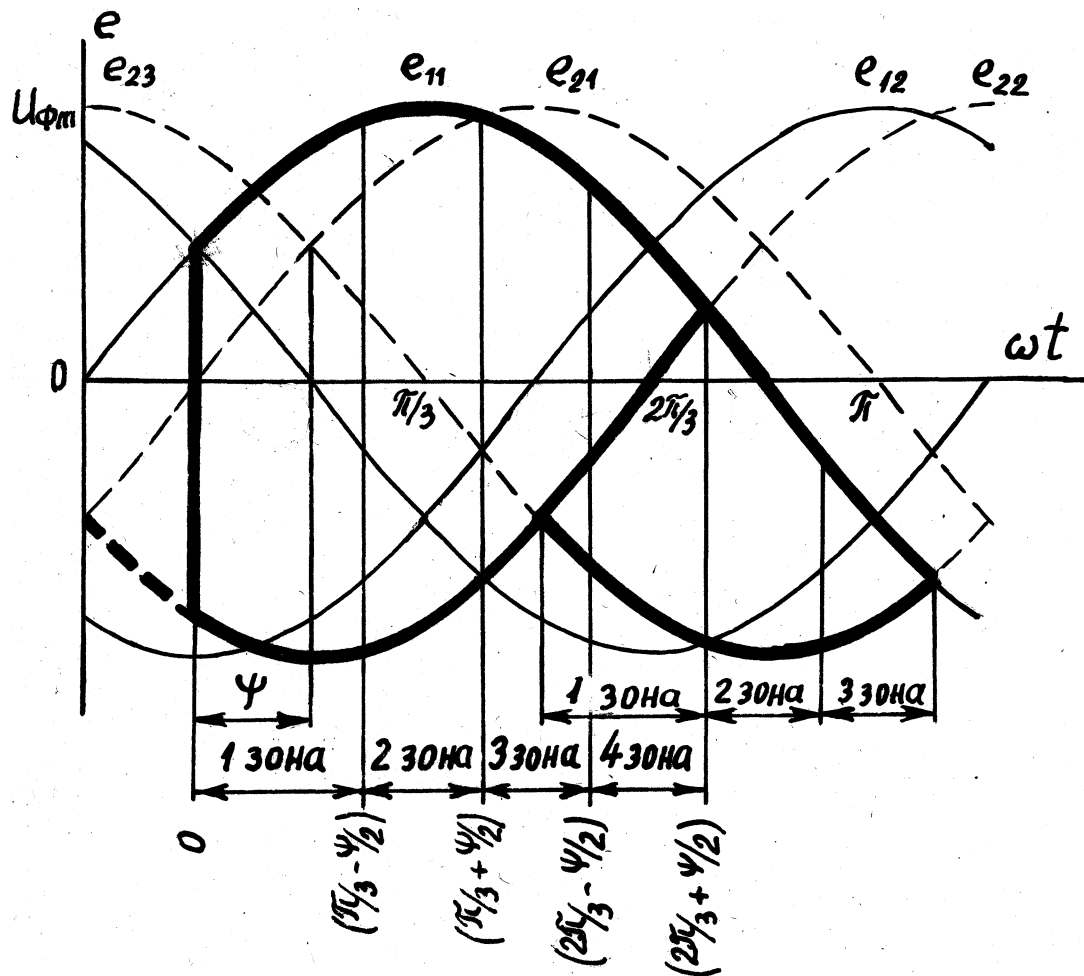


Рис.2.32 Область регулирования УВ в четвертом режиме при симметричном управлении.

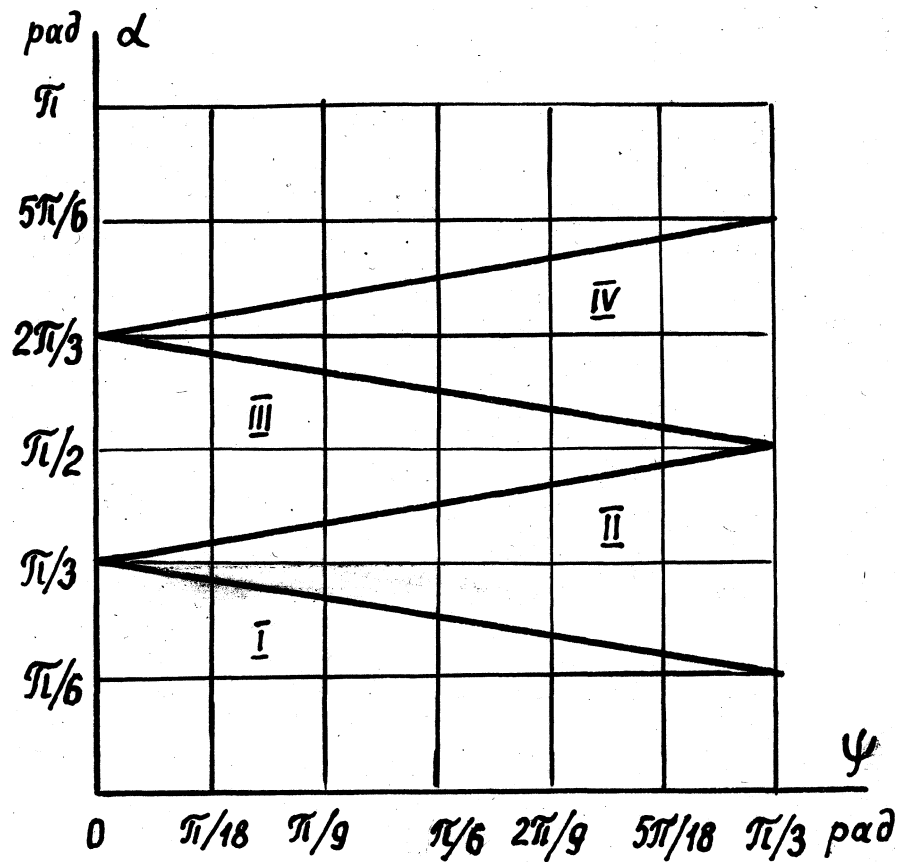


Рис.2.33 Границы поддиапазонов регулирования УВ при симметричном управлении.

$$\frac{\sqrt{3}}{\gamma} \cos \alpha, \quad \text{при } 0 \leq d \leq (\gamma/3 - \pi/2) \quad (2.68)$$

$$U_d = -\left\{ \frac{E \cos(\omega t/6 - \gamma/2) + \cos(d + \gamma/6) + \cos(\sqrt{3} + \pi/2)^*}{\gamma} \right\} \cdot \cos(d + \gamma/6 + \sqrt{3}), \quad \text{при } (\gamma/3 - \sqrt{3}) < d < (\gamma/3 + \sqrt{3})$$

$$U_m = \frac{3}{\gamma} E \sqrt{3} \cos \alpha + \cos(d + \gamma/6) + \cos \alpha \cos d + \gamma/2\pi, \quad \text{при } (\gamma/3 + \sqrt{3}) \leq d \leq (2\gamma/3 - \sqrt{3})$$

$$U_u = \frac{3}{\gamma} \cos(\omega t/6 - \gamma/2) (1 + \cos(d + \gamma/3 - \sqrt{3})), \quad \text{при } (2\gamma/3 - \sqrt{3}) \leq d \leq (2\gamma/3 + \sqrt{3})$$

$$- \frac{\sqrt{3}}{\gamma} \sin d, \quad \text{при } 0 \leq d \leq (\gamma/3 - \pi/2)$$

$$E \sin(d + \gamma/6) + \cos(\gamma/3 + \pi/2) \sin(d + \gamma/6 + \pi/2), \quad \text{при } (\gamma/3 - \pi/2) \leq d \leq (\gamma/3 + \pi/2)$$

$$C \sin(d + \gamma/6) + \cos \alpha \sin d + \gamma/2\pi, \quad (2.69)$$

$$\text{при } (\gamma/3 + \pi/2) \leq d \leq (2\gamma/3 - \pi/2)$$

$$\cos(\omega t/6 - \gamma/2) * \sin(d + \gamma/3 - \sqrt{3}),$$

$$\text{при } (2\gamma/3 - \sqrt{3}) \leq d \leq (2\gamma/3 + \pi/2)$$

где $K'n = K_n / (U_d/U_m)$

поддиапазоне.

2.6.2.3. Несимметричное управление с синхронизацией по опережающей ЭДС.

При несимметричном управлении гибридный выпрямитель, в отличие от предыдущего режима, работает с тремя независимыми каналами управления. При этом в рассматриваемом случае ведущими являются каналы управления первого выпрямителя. Сигналы управления тиристорами второго выпрямителя являются дублированными: сигнал управления тиристором V21 совпадает по времени и по продолжительности с

сигналом управления тиристора V13 , сигнал управления тиристором V22 - соответственно с сигналом управления Vn, а сигнал управления тиристором V23 - с сигналом управления Vig. Длительность сигналов управления всех трех каналов одинакова и равна:

$$T_{иу} = C2\pi/3 + \gamma/2 - d)/\omega , \quad \text{С 2.70)}$$

а диапазон изменения угла управления равен $0 \leq d \leq C2\pi/3 + \gamma/2$).

Для рассматриваемого режима работы схемы полный диапазон регулирования разбивается на два поддиапазона, как показано на рис.2.34.

Особенностью работы схемы в этом режиме является то, что на каждом интервале формирования выходного напряжения могут работать только по одному тиристоры первого и второго выпрямителей.

а) Первый поддиапазон характеризуется режимом непрерывного выходного напряжения и соответствует изменению сигнала управления в пределах $0 \leq d \leq \gamma/2$. Среднее значение выпрямленного напряжения:

$$\begin{aligned} & \text{сгн/3+d)} \\ U_{di} &= \frac{3U_m}{231d} \int_0^{\gamma/2} [\sin C\omega t + 31/6) + \sin C\omega t + \pi/2 - \gamma)1] d\omega t = \\ &= \frac{3\sqrt{3}}{231} U_m \cos C\pi/6 - \gamma/2) \cos Cd + 31/6 - \gamma/2) \quad \text{С 2.71)} \end{aligned}$$

б) Второй поддиапазон характеризуется режимом прерывистых выходных напряжений и соответствует изменению сигнала управления в пределах $\gamma/2 \leq d \leq C2\pi/3 + \gamma/2$).

Среднее значение выпрямленного напряжения равно:

$$\begin{aligned} U_{dg} &= \frac{3U_m}{231d} \int_{\gamma/2}^{C2\pi/3 + \gamma/2} [\sin C\omega t + 31/6) + \sin C\omega t + 31/2 - 4\gamma)] d\omega t = \\ &= \frac{3U_m}{31} \cos C3\pi/6 - \gamma/2) [1 + \cos Cd + \pi/3 - \gamma/2)1] \quad \text{С 2.72)} \end{aligned}$$

Последнее выражение показывает, что регулировочная характеристика гибридного выпрямителя, работающего в рассматриваемом режиме, полностью совпадает с регулировочной характеристикой гибридного выпрямителя в режиме симметричного управления в четвертом поддиапазоне (см. выражение (2.67)).

Полная регулировочная характеристика гибридного выпрямителя в режиме несимметричного управления с синхронизацией по опережающей ЭДС описывается выражением:

$$\begin{aligned}
 \frac{U_d}{U_m} = i &= \frac{z \setminus / z}{L} \text{Cov}(\pi/6 - 4/2) \text{Cos}(\alpha + \pi/6 - 4/2), \\
 &\text{при } 0 \ll \alpha \ll 4/2 \quad (2.73) \\
 &\frac{z \setminus / z}{L} \text{Cov}(\pi/6 - 4/2) \text{Cos}(\alpha + \pi/3 - 4/2) + \text{Cos}(\alpha + \pi/3 - 4/2) \cdot 1, \\
 &\text{при } 4/2 \ll \alpha \ll (2\pi/3 + 4/2)
 \end{aligned}$$

Коэффициент передачи гибридного выпрямителя в этом случае равен (в относительных величинах):

$$\begin{aligned}
 K'_{\pi} = - & \left. \begin{aligned}
 &\frac{z \setminus / z}{L} \text{Cov}(\pi/6 - \sqrt{2} \text{Sin}(\alpha + \pi/6 - 4/2), \\
 &\text{при } 0 \ll \alpha \ll 4/2 \\
 &\frac{z \setminus / z}{L} \text{Cov}(\pi/6 - 4/2) \text{Sin}(\alpha + \pi/3 - 4/2), \\
 &\text{при } 4/2 \ll \alpha \ll (2\pi/3 + 4/2)
 \end{aligned} \right\} (2.74)
 \end{aligned}$$

2.6. 2.4. Несимметричное управление с синхронизацией по отстающей ЭДС.

При исследовании данного режима работы гибридного выпрямителя начало отсчета перенесем в точку естественного включения тиристора V22 в эквивалентной диодной схеме. По аналогии с предыдущим режимом управление работой схемы осуществляется по трем независимым каналам, но уже ведущими по управлению являются тиристоры второго выпрямителя. Длительность сигналов управления в каждом из

каналов при изменении α на интервале $\pi/6 : (\pi/3 - \alpha)$ будет равна:

$$T_{iu} = C \left(\pi/3 - \alpha \right) / \omega . \quad (2.75)$$

Область регулирования схемы в этом режиме, показанная на рис. 2.35, также подразделяется на два поддиапазона.

а) В первом поддиапазоне, характеризующимся непрерывностью выпрямленного напряжения, угол управления α изменяется на интервале $[0 : \pi/3 - \alpha]$. Среднее значение напряжения U_d равно:

$$U_d = \frac{3U_m}{2\pi} \int_0^{\pi/3 - \alpha} [\sin(\omega t + \pi/6) + \sin(\omega t + \pi/6)] d\omega t =$$

$$= \frac{3\sqrt{3} U_m}{\pi} \cos(\pi/6 - \alpha) \left[1 + \cos(\pi/3 - \alpha) \right] . \quad (2.76)$$

б) Во втором диапазоне выпрямленное напряжение носит прерывистый характер, а угол управления меняется в пределах: $\pi/3 - \alpha < \alpha < \pi/3$. Среднее значение напряжения U_d равно:

$$U_d = \frac{3U_m}{2\pi} \int_{\pi/3 - \alpha}^{\pi/3} [\sin(\omega t + \pi/6) + \sin(\omega t + \pi/6)] d\omega t =$$

$$= \frac{3\sqrt{3} U_m}{2\pi} \cos(\pi/6 - \alpha) [1 + \cos(\pi/3 - \alpha)] . \quad (2.77)$$

Полная регулировочная характеристика гибридного выпрямителя, работающего в режиме несимметричного управления с синхронизацией по отстающей ЭДС, описывается выражением:

$$U_d = \frac{3\sqrt{3} U_m}{\pi} \cos(\pi/6 - \alpha) \left[1 + \cos(\pi/3 - \alpha) \right] ,$$

при $0 < \alpha < \pi/3 - \alpha$ (2.78)

$$U_d = \frac{3\sqrt{3} U_m}{2\pi} \cos(\pi/6 - \alpha) [1 + \cos(\pi/3 - \alpha)] ,$$

при $\pi/3 - \alpha < \alpha < \pi/3$

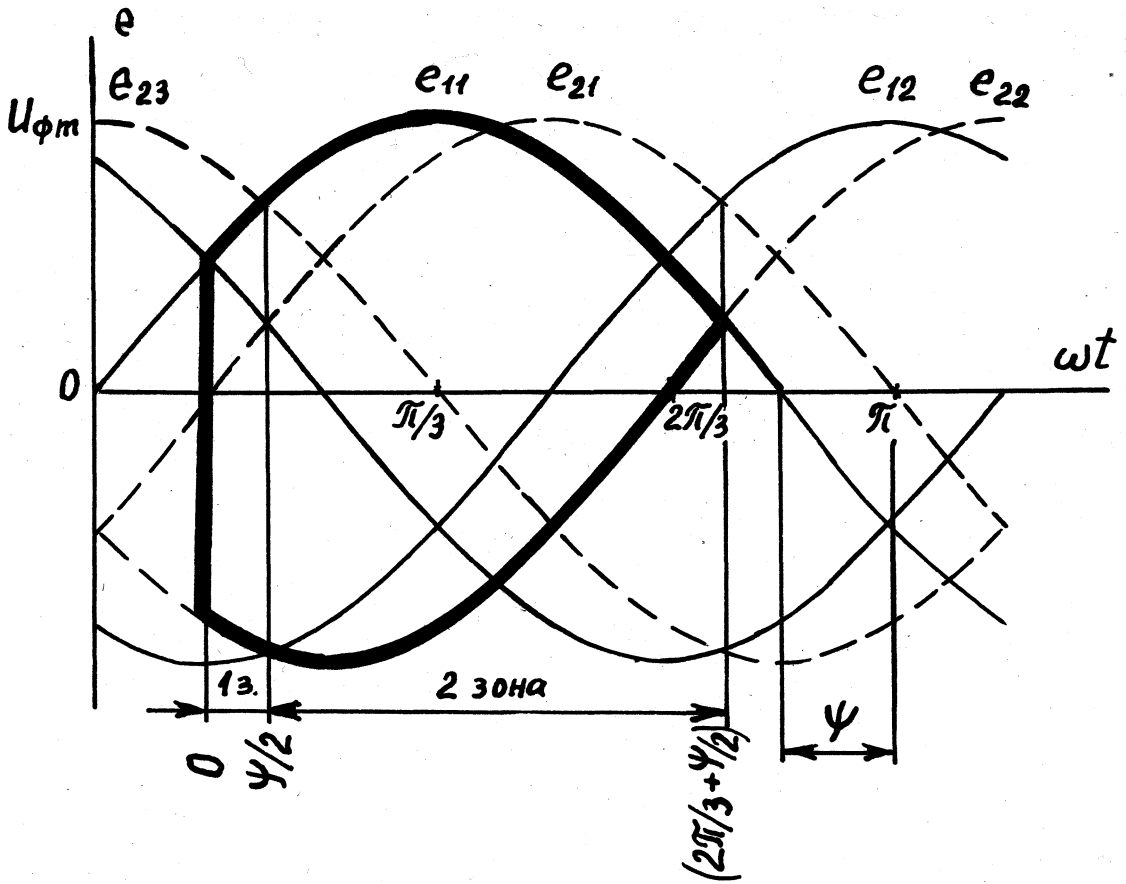


Рис. 2.34 Область регулирования УВ в четвергом режиме с синхронизацией по опережающей ЭДС.

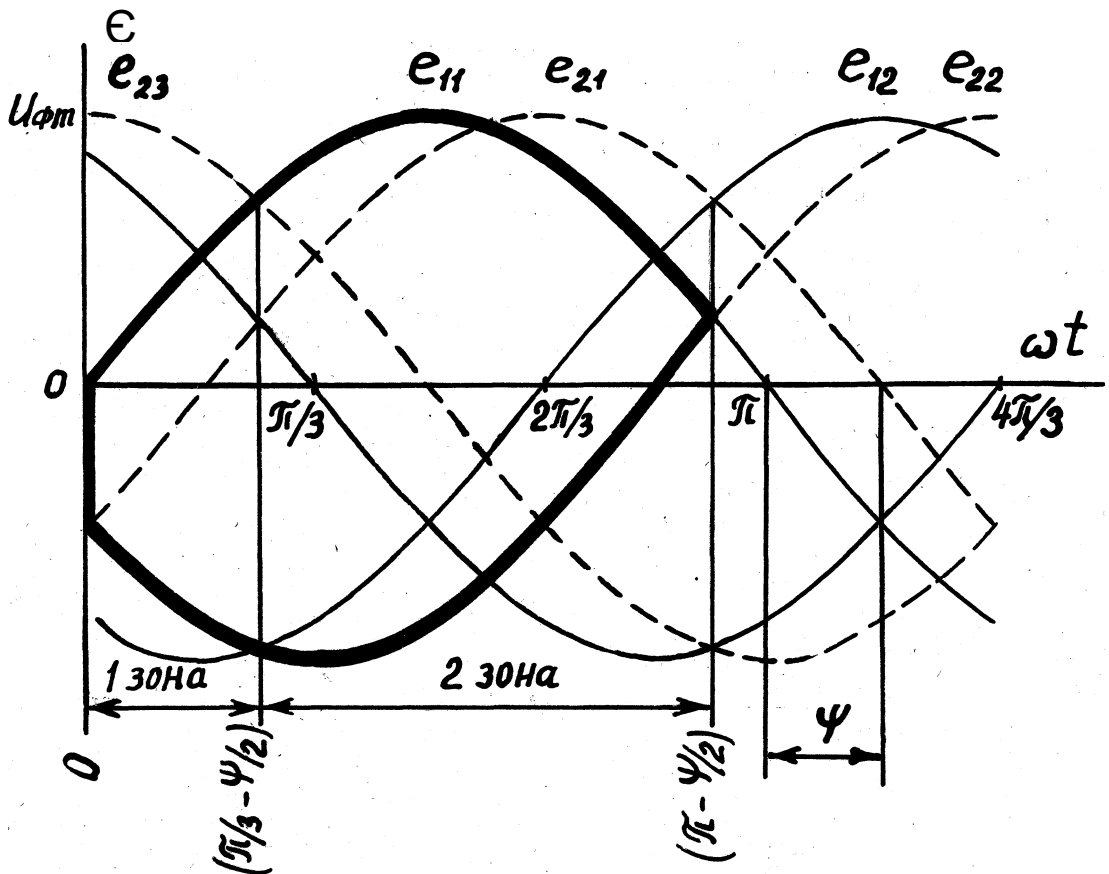


Рис.2.35 Область регулирования УВ в четвергом режиме с синхронизацией по отстающей ЭДС.

Коэффициент передачи схемы в этом режиме равен (в относительных единицах) :

$$K'_{п} = \begin{cases} \frac{3\sqrt{3}}{L} \cos(\alpha - \pi/6 - 4/2) \sin(\alpha + \pi/2 - \pi/6), & \text{при } 0 \leq \alpha < \pi/3 - 4/2 \\ \frac{3}{L} \cos(\pi/6 - 4/2) \sin(\alpha + 4/2), & \text{при } \pi/3 - 4/2 \leq \alpha < \pi - 4/2 \end{cases} \quad \text{С 2.79)}$$

Анализ выражений С 2.73), С 2.74), С 2.78) и С 2.79) показывает, что при $\alpha = \pi/3$ режимы работы схемы с несимметричным управлением независимо от способа синхронизации совпадают, а регулировочная характеристика гибридного выпрямителя в этом случае описывается выражением :

$$U_{dл} = \begin{cases} \frac{3\sqrt{3}}{L} \cos \alpha, & \text{при } 0 \leq \alpha < \pi/6 \\ \frac{3}{L} [1 + \cos(\alpha + \pi/6)], & \text{при } \pi/6 \leq \alpha < 5\pi/6 \end{cases} \quad \text{С 2.80)}$$

Это объясняется тем, что ЭДС первого источника питания и соответствующая ей ЭДС второго источника питания, обеспечивающие протекание тока через нагрузку в данный момент времени, находятся в противофазе.

Регулировочные характеристики и зависимости коэффициентов передачи гибридного выпрямителя во всех рассмотренных выше режимах управления и при различных способах синхронизации для случая $\alpha = \pi/6$ (значение угла сдвига между двумя трехфазными обмотками реальных тепловозных СТ) показаны на рис. 2.36.

Сопоставление регулировочных характеристик и значений коэффициентов передачи гибридного выпрямителя, работающего в полупроводящем (см. п.2.6.1) и в управляемом режимах с различными

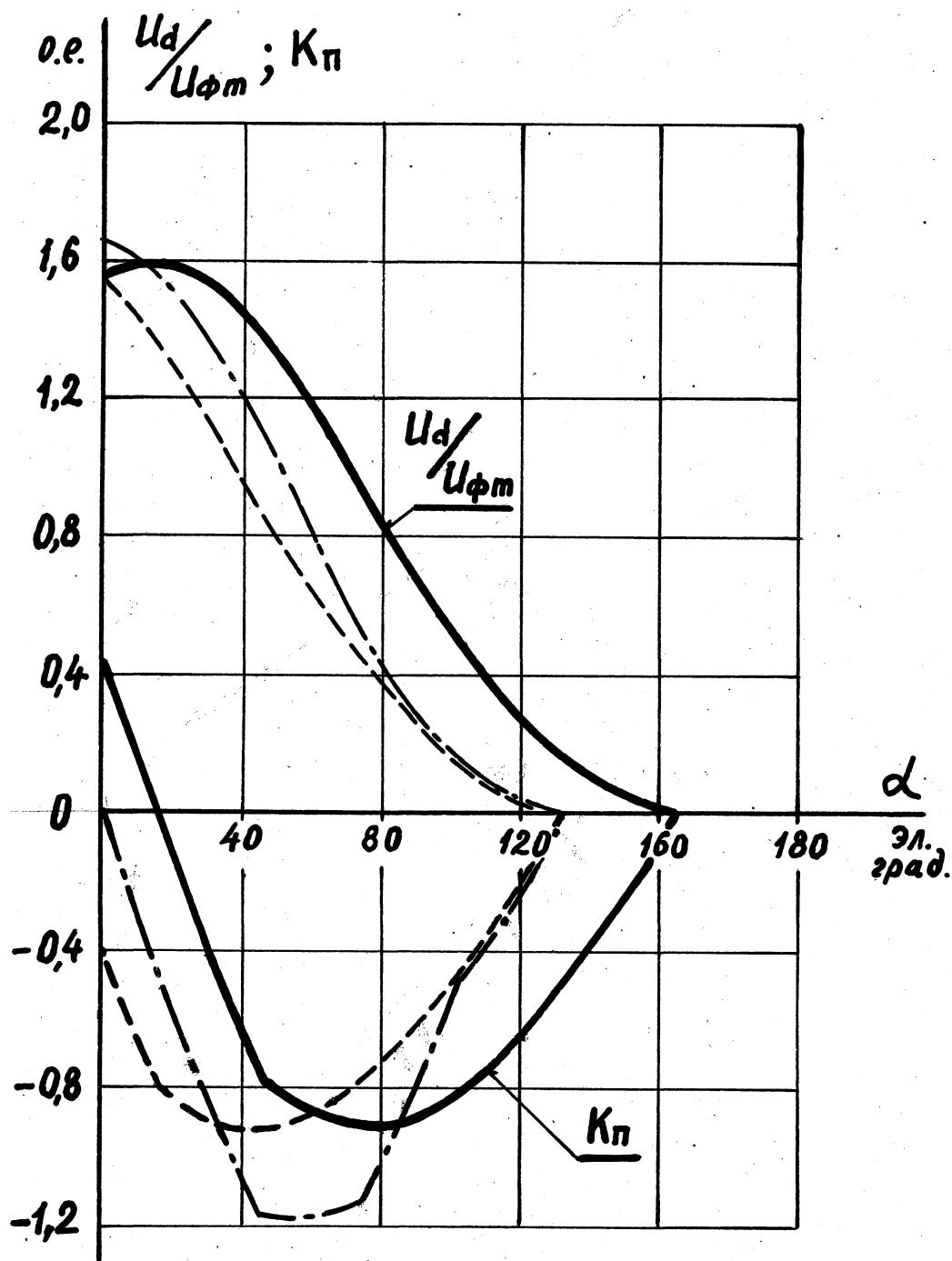


Рис. 2.3 6 Регулировочные характеристики и зависимости коэффициента передачи при симметричном и несимметричном управлении при $\gamma = \pi/6$ г

— · — — — симметричное управление:

— несимметричное управление с синхронизацией по опережающей ЭДС:
 — несимметричное управление с синхронизацией по отстающей ЭДС.

способами синхронизации показывает, что наиболее благоприятными характеристиками обладает схема по рис.2.26 в режиме полного управления с синхронизацией по опережающей ЭДС. В этом случае обеспечивается регулирование выпрямленного напряжения практически во всем возможном диапазоне его изменения и требуется только три независимых канала фазового управления.

Работа гибридного выпрямителя в замкнутых системах автоматического регулирования в режиме полного управления и с синхронизацией по отстающей ЭДС вообще не приемлема из-за наличия в регулировочной характеристике зон, соответствующих положительным и отрицательным значениям коэффициента передачи. Последнее может привести к изменению знака отрицательной обратной связи в контуре регулирования и нарушению динамики замкнутых систем автоматического регулирования.

Выводы по РАЗДЕЛУ 2

Выполнен цикл теоретических и экспериментальных исследований, результаты которых позволяют повысить эффективность автономных систем ТЭП переменного-постоянного тока путем широкого внедрения в практику управляемых тиристорных выпрямителей:

Разработана и внедрена на отечественных тепловозах система энергоснабжения с самовозбуждением СГЭ. Для применения в схемах возбуждения тепловозных СГ разработан унифицированный тиристорный выпрямитель типа В-ТПП-250-400. Выполнены исследования по повышению надежности трехфазных мостовых полууправляемых выпрямителей.

Выполнено теоретическое обоснование и предложен метод синтеза инвариантных систем фазо-импульсного управления тиристорными выпрямителями произвольной топологии, позволяющий получить линейную регулировочную характеристику U_B во всем поле рабочих режимов

независимо от величин напряжения и частоты питающего переменного напряжения. Показано, что применение таких устройств управления УВ особенно эффективно в системах самовозбуждения тяговых СГ.

Предложена и исследована схема тиристорного ТЭП переменного-постоянного тока. В этой схеме сохранены максимально отработанные в условиях производства и эксплуатации тяговые электрические машины (тяговый СГ и тяговые ТЭД постоянного тока с последовательным возбуждением). Это дает возможность быстрого внедрения на тепловозах качественно новой электропередачи и не требует перестройки производства тяговых электрических машин и реконструкции эксплуатационной и ремонтной базы.

Применение в схемах тепловозов с ТЭП переменного-постоянного тока тиристорных преобразователей с нетрадиционной топологией позволяет:

- повысить коэффициент тяги тепловоза за счет перевода боксующего двигателя в режим квазинезависимого возбуждения:
- реализовать режим плавного ослабления поля ТЭД и повысить среднеэксплуатационный КПД тяговой электропередачи:
- улучшить статические и динамические характеристики ТЭП тепловоза в режиме электрического торможения:
- повысить противоаварийные свойства ТЭП за счет реализации быстродействующей "сеточной" защиты:
- свести к минимуму количество силовой контактной аппаратуры.

Разработаны математическое описание основных элементов силовой схемы и структура системной модели тиристорного ТЭП. Проведено исследование ТЭП методом ИМ с использованием универсальных моделирующих программ. Результаты моделирования подтвердили работоспособность тиристорной схемы во всех возможных режимах работы и показали, что преобразование электроэнергии в схеме осуществляется с высоким качеством.

По результатам разработок и исследований автора изготовлен опытный комплект преобразователя В-МЗПП-2,4к-1,5к-УХЛЗ и показана целесообразность создания для железных дорог Украины магистрального пассажирского тепловоза с тиристорным ТЭП.

Проанализированы режимы работы гибридного выпрямителя, состоящего из двух одноктных трехфазных тиристорных схем при произвольном сдвиге фаз между двумя симметричными трехфазными источниками питания. Получены аналитические зависимости, описывающие регулировочные характеристик и коэффициенты передачи таких выпрямителей при различных способах управления. Результаты этих исследований являются новым научным вкладом в теорию управляемых выпрямителей.

РАЗДЕЛ 3

ТЕПЛОВОЗНЫЕ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ С АВТОНОМНЫМИ ИНВЕРТОРАМИ И
ТРЕХФАЗНЫМИ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯМИ

3.1 Исследование границ статической устойчивости асинхронного тягового электропривода тепловоза.

Одним из основных показателей качества ТЭП автономного локомотива является степень использования свободной мощности дизеля при скоростях движения, близких к конструкционной.

Повышение степени использования свободной мощности дизеля затрудняет оптимизацию параметров тягового электрооборудования тепловозов и, в особенности, для асинхронного электропривода.

Спецификой применения на тепловозах электропередачи переменного тока с тяговыми асинхронными электродвигателями является то, что для реализации предельной тяговой характеристики в области высоких скоростей движения требуется учитывать снижение величины критического момента тяговых АД. Это вызвано тем, что для получения широкого скоростного диапазона локомотива и более полного использования тягового электрооборудования при его минимально возможных габаритах и массе возникает необходимость регулирования АД в зоне постоянной мощности по закону $U_1 = \text{const}$ и $f_1 = \text{var}$ при $P_d = \text{const}$, где U_1 и f_1 - соответственно действующее значение первой гармоники фазного напряжения на входе АД и его частота. Такой режим управления асинхронным ТЭП в зоне высоких скоростей движения реализован на тепловозах DE-2500, Аш 6/6 и ТЭ120 [1,14,102, 145,169,190]. Он характеризуется тем, что при повышении скорости движения величина критического момента тяговых АД снижается быстрее величины их электромагнитного момента, определяемому моментом сопротивления движению, приведенным к валу АД.

Если скорость движения тепловоза превысит некоторое значение, момент сопротивления движению, приведенный к валу АД, станет больше величины критического момента. В этом случае произойдет нарушение условий статического равновесия тяговой электропередачи. Она уже будет неспособна передавать всю свободную мощность дизеля к движущим осям локомотива. В общем виде условие статического равновесия тяговой электропередачи с АД при $V = V_k$ определяется выражением:

$$M_k > M_c, \quad (3.1)$$

где M_k - критический момент тягового АД при $U_i = U_{lm}$:

M_c - статический момент основного сопротивления движению, приведенный к валу тягового АД.

Практический интерес представляет определение частоты граничного режима и ее зависимости от режима работы теплового двигателя и параметров ТЭП м асинхронными двигателями.

Принимаем следующие допущения:

- автономный тяговый электропривод рассматриваем как однодвигательную систему с одним эквивалентным тяговым АД:
- пренебрегаем влиянием высших гармоник питающего напряжения на устойчивую ветвь механической характеристики АД и на величины критического момента и критического скольжения:
- при работе в зоне высоких скоростей движения магнитная цепь АД не насыщена.

Мощность, потребляемая эквивалентным АД в установившемся режиме, равна:

$$P_1 = m_1 I_1 P_{\Sigma}, \quad (3.2)$$

где m_1 - число фаз обмотки статора:

I_1 - первая гармоника фазного тока АД (действующее значение) :

- . --

Выражения для I_1 и $P_э$, определяемые из Т-образной схемы замещения двигателя, соответственно имеют вид:

$$I_1 = U_1 \sqrt{\frac{(r'_2 / D X_0)^2 + (1 + T_2)^2}{2\alpha m_1 (r'_2 / \beta)^2 + (h + cct)^2 + (d + ed)^2 (\gamma'^2 / D)^2}} \quad (3.3)$$

$$P_э = \frac{\pi (\gamma'^2 / D X_0)^2 + r_i (1 + T_2)^2 + d \alpha^2 / D}{C \gamma'^2 / D X_0 + (1 + T_2)^2}, \quad (3.4)$$

где все обозначения соответствуют общепринятым в теории частотного управления $1171J$ и параметры двигателя определены для номинальной частоты $f_1 = f_{1N}$.

Подставляя (3.3) и (3.4) в (3.2), получим:

$$P_1 = m_1 U_1^2 \frac{\pi (\alpha^2 / D X_0)^2 + r_i (1 + T_2)^2 + d \gamma'^2 / D}{2d \pi \gamma'^2 / D + (\beta + c d)^2 + (d + e d)^2 (\gamma'^2 / D)^2} \quad (3.5)$$

Учитывая, что при работе тягового АД при высоких скоростях $U_1 > U_{1N}$ и $f_1 > f_{1N}$, можно пренебречь влиянием потерь в активном сопротивлении статора. При этом выражение (3.5) принимает вид:

$$P_1 \sim m_1 U_1^2 \frac{\alpha^2 / D}{d + e (\gamma'^2 / D)} \quad (3.6)$$

В рассматриваемом режиме для мощных асинхронных электродвигателей разница в величинах мощностей, рассчитанных по выражениям (3.5) и (3.6), не превышает 1–1,5%.

Параметр абсолютного скольжения можно определить из (3.6).

Величину критического скольжения в граничном режиме, можно определить из выражения (3.7), приравняв нулю подкоренное выраже-

$$\Lambda = r'2 \frac{(m l U_i / P_1)^2 \pm V (m l U_i / P_1) - 4oL e c (r*2)}{2 CL c^2}, \quad (3.7)$$

где - знак "минус" в числителе соответствует работе привода на устойчивом участке механической характеристики АД.

ние числителя:

$$Dk \Gamma_p = \Gamma' \frac{m U_i^2}{2 P_1 C_{Lrp} C^*}, \quad (3.8)$$

где а ГР - граничная относительная частота статора.

Из этого же условия определим граничную частоту:

$$\Gamma_{ГР} = \Gamma_{ГН} \frac{m l U_{12}}{2 P_1 C_{Lrp} C^*} \quad \text{или} \quad \Gamma_{ГР} = \Gamma_{ГН} \frac{m l U_{12}}{2 P_1 X_o (i + t_i)} \quad (3.9)$$

Выражение (3.9) показывает зависимость граничной частоты от режима работы асинхронного электропривода и конструктивных параметров АД и локомотива и может быть преобразовано к виду:

$$U_{1 \min} = \frac{2 X_o t (1 + \eta) m p}{3.10) \quad m l \Gamma_{ГН} \Delta Dk n m} \quad \text{Из } V_k N_{ов}, \quad (3.10)$$

где (U1)min - минимально возможное значение фазного напряжения по условиям статической устойчивости привода при V=Vk:

N ов - "свободная" мощность дизеля на данной позиции контроллера машиниста:

Выражение (3.10) на стадии проектирования привода позволяет просто определить величины ограничений напряжения по позициям контроллера машиниста с учетом заданных Nov, u, Vk и Dk при условии полного использования свободной мощности дизеля во всем диапазоне

скоростей движения локомотива вплоть до конструкционной скорости.

При этом величина критического скольжения АД в граничном режиме, полученная подстановкой (3.9) в (3.8):

$$D_{кр} = \frac{(1 + t_i) \cdot \rho \cdot X_{от}}{2} \quad (3.11)$$

постоянна, не зависит от частоты и режима и определяется только параметрами тяговых двигателей.

Из выражений (3.6) и (3.8) путем несложных преобразований с точностью до скольжения можно также получить зависимость критического момента АД от скорости:

$$M_{кр} = \frac{m_l U_i^2 \left(\frac{D_{кр} \rho^2}{I_P} \right)}{c^2 + e^2 \left(\frac{2}{D} \right)^2} \quad (3.12)$$

Определим изменение возможного ограничения предельной тяговой характеристики локомотива по максимальной скорости при снижении мощности дизеля по позициям КМ. Из выражения (3.9) следует, что V_{max} при законе регулирования $(U_l)_{min} = const$ изменяется по закону:

$$V_{max} = \frac{P_{ок} \cdot P_{т} \cdot (U_l)_{min}^2}{\rho \cdot X_{от} \cdot (1 + t_i) \cdot m_l \cdot M_{кр}} \quad (3.13)$$

Если закон ограничения напряжения $(U_i)_{min}$ по позициям установлен в виде $U_{догр} = \frac{P_d}{3}$, а экономическая характеристика дизеля описывается выражением $N_{об} = P_d$ (тепловоз ТЭ120), то:

$$V_{max} \ll \frac{P_d}{P_d} = \frac{1}{P_d} \quad (3.14)$$

Последнее выражение говорит о том, что при $V_{max} = V_k = const$ и при работе дизеля в режимах неполной мощности (работа на промежуточных позициях КМ) запас статической устойчивости тягового электропривода возрастает по мере снижения мощности дизеля. Если экономическая характеристика дизеля описывается квадратичной параболой,

то при $V_{\max} = v_k = \text{const}$, запас статической устойчивости тягового электропривода остается неизменным при работе в любой точке экономической характеристики дизеля.

Результаты экспериментальной проверки полученных соотношений на стенде с АД типа А02-51-6 показывают, что частота граничного режима с учетом принятых допущений определяется расчетным путем с достаточной для практики точностью (погрешность - не более 5%). Поэтому использование выражений С 3,9) и С3.10) позволяет более просто учесть особенности асинхронного электропривода уже на стадии его проектирования и заранее задать границу устойчивой работы электропривода в зависимости от заданных величин конструктивной скорости локомотива, экономической характеристики дизеля, диаметра колесных пар и передаточного отношения тягового редуктора.

3.2 Компенсация избыточной реактивной энергии нагрузки

АИН в устройствах тягового электропривода

Работающий асинхронный электродвигатель потребляет от источника питания активную и реактивную энергию. Это необходимо учитывать при построении систем тягового электропривода с асинхронными электродвигателями и статическими преобразователями электрической энергии и частоты. Пренебрежение вопросами компенсации реактивной энергии в тяговом блоке АИН-АД может привести к ухудшению его работы, а в ряде случаев и к выходу преобразовательной установки из строя. Поэтому вопросам компенсации реактивной мощности в подобных системах уделялось и уделяется самое пристальное внимание. В частности, вопросы компенсации реактивной энергии в трехфазных системах с автономными инверторами, работающими на асинхронные электродвигатели, подробно исследованы Хасаевым О.И. [184].

Основные результаты этих работ сводятся к следующему:

а) при значениях $1 > X > 0,528$ ($0 < \text{Од} < \text{Л}/3$) компенсация реактивной энергии нагрузки происходит за счет обмена мощностью между фазами. Это означает, что поток электрической энергии от источника питания в любой момент времени не меняет своего направления:

б) при $X < 0,528$ ($\text{С} < \text{Од} < \text{Я}/3$) компенсация реактивной энергии нагрузки может осуществляться путем возврата части ее ("избыточная" реактивная энергия) в источник питания, а остальное - за счет обмена между фазами нагрузки. В этом случае в момент очередной коммутации тиристоры инвертора поток электрической энергии в звене постоянного тока меняет знак.

Если источник питания обладает вентильными свойствами, (не обладает обратной проводимостью), то возвращение "избыточной" реактивной энергии в источник питания невозможно. Происходит нарушение условий безразрывной коммутации, вследствие чего на шинах постоянного тока появляются значительные перенапряжения. Это может привести к пробоем полупроводниковых элементов выпрямителя или инвертора и к аварии. В этих случаях для защиты инвертора рекомендуется на шины постоянного напряжения включать компенсирующий конденсатор, иначе говоря, увеличивать установленную емкость конденсатора фильтра [184]. Величина такого конденсатора может быть определена по формуле:

$$C_{\text{н}} = \frac{U_{\text{д}}}{1 + a} \ln \frac{1 + a}{(1 - 2a)(1 - a)}$$

где $U_{\text{д}}$ - допустимая величина перенапряжения на компенсирующем конденсаторе:

$$a = \exp(-\text{Я}/3\text{иТн}).$$

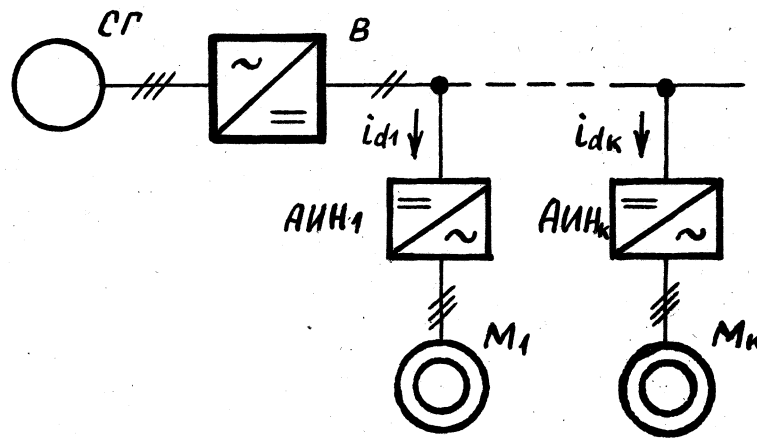
Следует отметить, что такой способ компенсации реактивной

энергии нагрузки обладает существенным недостатком, так как величина установленной емкости конденсатора фильтра зависит от величины минимального значения коэффициента мощности нагрузки в рабочих режимах ТЭП. Поэтому введение в схему компенсирующего конденсатора приводит к усложнению и утяжелению инверторной установки

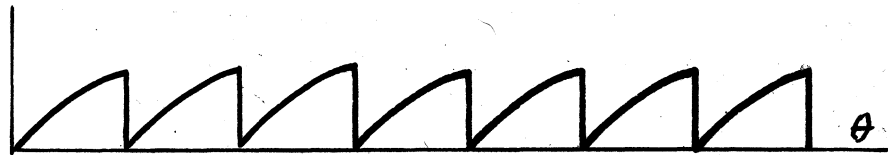
Следует отметить, что в ТЭП при $X < 0,53 \text{ с Од} > \text{Л/3}$), не является рабочим. Однако он может возникнуть при боксовании колесных пар локомотива, либо при нарушении работы системы регулирования. В этой связи возникает необходимость в дополнительной защите преобразовательной установки.

Учитывая особенности тягового электропривода, который представляет собой многодвигательную систему, можно обеспечить компенсацию избыточной реактивной энергии нагрузки без возврата ее в источник и, следовательно, без применения специальных компенсирующих конденсаторов [171]. Это достигается тем, что каждый тяговый АД или группа электродвигателей запитываются от отдельного инвертора, как показано на рис. 3.1. Все инверторы подключены к общим шинам постоянного напряжения, а моменты их коммутаций на коммутационном интервале сдвинуты равномерно на определенный угол. Тогда компенсация реактивной энергии в системе осуществляется не только за счет обмена между фазами ВНУТРИ какого-либо отдельного каскада АИН-АД, но и за счет обмена реактивной энергией между каскадами через шины постоянного напряжения. Мгновенные значения тока питания каждого отдельного инвертора определяются выражением:

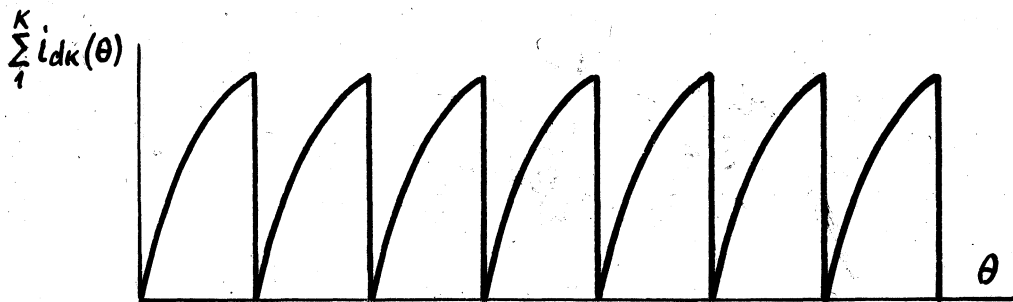
$$i_{d=12} = \frac{U_d}{3R_H} \left[2 - \frac{1 + a - Ct/T_H}{1 - a + a^2} e \right], \quad (3.16)$$



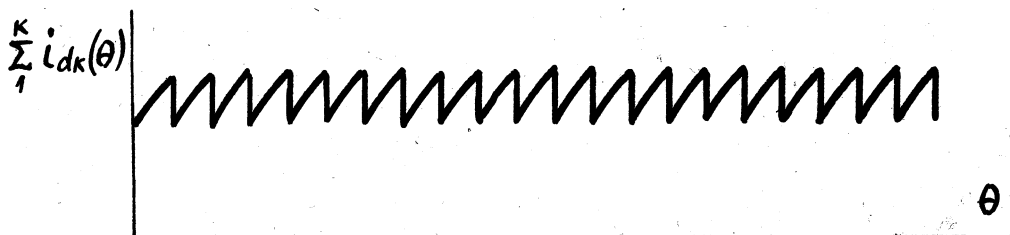
а) Структурная схема тягового электропривода.



б) Входной ток одного инвертора в граничном режиме ($\theta_d = \pi/3$).



в) Суммарный входной ток всех инверторов в режиме синхронного синфазного управления при $k=3$.



г) Суммарный входной ток всех инверторов в режиме синхронного управления с равномерным сдвигом ВНУТРИ коммутационного интервала при $k=3$.

Рис;3.1. Компенсация избыточной реактивной энергии нагрузки в многодвигательном тяговом электроприводе.

дельного инвертора выходит на шины постоянного тока в том случае, когда мгновенные значения реактивного тока нагрузки отключаемой фазы начинают превышать ток, потребляемый его другими фазами. Это условие записывается в виде:

$$C_{id} \min = 0 : \quad (3.17)$$

В этом случае при представлении АД эквивалентной статической RL нагрузкой его коэффициент мощности будет равен [751]:

$$\frac{1}{1-a^2} = V \frac{1 - 3fI_{Tn}}{1 - a + a^2} \quad (3.18)$$

При $O_d > 1173$ все инверторы, независимо от принятой программы управления $C_{2L73} < O_t \text{ } \$ \text{ } L$), работают в III режиме [751]. В этом случае для каждого отдельного преобразователя граничное значение коэффициента мощности нагрузки $X_{гр} = 0,528$. Таким образом, для каждого отдельного преобразователя избыточная реактивная энергия выходит на шины постоянного напряжения при всех $X < \hat{X}_{гр} = 0,53$.

Если в тяговой электропередаче от одного выпрямителя питается несколько инверторов и их моменты коммутации сдвинуты между собой на равные промежутки времени, ток выпрямительной установки будет равен сумме входных токов отдельных инверторов:

где I_{dK} определяется выражением (3.16) при

$$I_{dK} = C_{k-1} I_{d1} : \quad k \ll 1,2,3 \dots$$

« ЗЯ/w к

Тогда условие полной компенсации реактивной мощности в системе будет достигаться при

$$I_{dK} > 0 \quad (3.20)$$

Из выражений (3.16), (3.19) и (3.20) следует, что граничный режим наступает при таких соотношениях параметров нагрузки T_n и

частоте питания f_{1t} что:

$$2k \frac{a+1}{1-a+a^2} \left(1 + a + a^2 + \frac{1/k}{a} + \frac{2/k}{a^2} + \frac{c_{k-1}/k}{a^3} \right) = 0, \quad (3.21)$$

где $k \ll \pi/3$

π - фазность управления:

Такую систему можно представить в виде m -фазного инвертора с отдельными "к" нагрузками). Корни этого уравнения имеют физический смысл только при условии, когда $0,5 < a < 1$.

Из совместного решения уравнений (3.18) и (3.21) имеем:

$k =$	1	2	3	* c_0
$a \gg$	0,5	0,73	0,87	1,0
$X_{ГР} -$	0,528	0,27	0,18	0,0

Расчетная зависимость $\rho_{OS}(\kappa)$ показана на рис. 3.2.

Как видно из рис. 3.2, описанный способ компенсации "избыточной" реактивной энергии при многодвигательной нагрузке позволяет значительно расширить рабочий диапазон изменения и не приводит к увеличению габаритов и сложности преобразовательной установки в целом, так как не требует применения громоздких компенсирующих конденсаторов. Кроме того, если "к" инверторов питаются от одного выпрямителя и работают в синхронном режиме с равномерным сдвигом их моментов коммутации на угол $\pi/3k$, в звене постоянного напряжения в "к" раз повышается частота и примерно в "к" раз снижается амплитуда токовых пульсаций. Это позволяет снизить общую емкость конденсатора фильтра и, соответственно, массо-габаритные показатели преобразовательной установки.

3.3 Расчет фазных токов трехфазного инвертора методом двух составляющих для случая 2Я/3 От Л

При проектировании мощных частотно-регулируемых асинхрон-

ных электроприводов, в частности тяговых, большое значение имеют правильно выбранные методы расчета электромагнитных процессов в блоке АИН-АД. Существующие методы расчета процессов в асинхронном электроприводе с АИН и АД при питании АД от источника несинусоидального напряжения не всегда отвечают предъявляемым к ним требованиям по обеспечению необходимой точности и простоты расчета.

Сравнительно простым и в то же время обеспечивающим удовлетворительную точность при расчете мгновенных значений токов АД, работающего в установившемся режиме, является метод двух составляющих, основанный на представлении полного тока в виде суммы двух составляющих: синусоидальной и несинусоидальной. Метод является упрощением метода гармонических составляющих и базируется на допущении о примерном равенстве токов высших гармоник, рассчитанных для схем замещения с параметрами АД на соответствующих частотах и для схем замещения с параметрами заторможенного АД (в режиме короткого замыкания). Процедура расчета мгновенных значений фазного тока АД методом двух составляющих сводится к выделению первой гармоники питающего напряжения, нахождению и суммированию синусоидальной составляющей, как разности реакций схемы замещения для первой гармоники и схемы замещения для заторможенного АД на первую гармонику фазного напряжения, и несинусоидальной составляющей, как реакции схемы замещения для заторможенного АД на фазное напряжение инвертора. Составляющие фазного напряжения АИН приведены на рис. 3.3.

В установившемся режиме при питании асинхронного двигателя от источника синусоидального напряжения электромагнитные процессы в АД достаточно хорошо моделируются преобразованием Т - образной схемы замещения фазы двигателя к эквивалентной статической RL схеме, для которой:

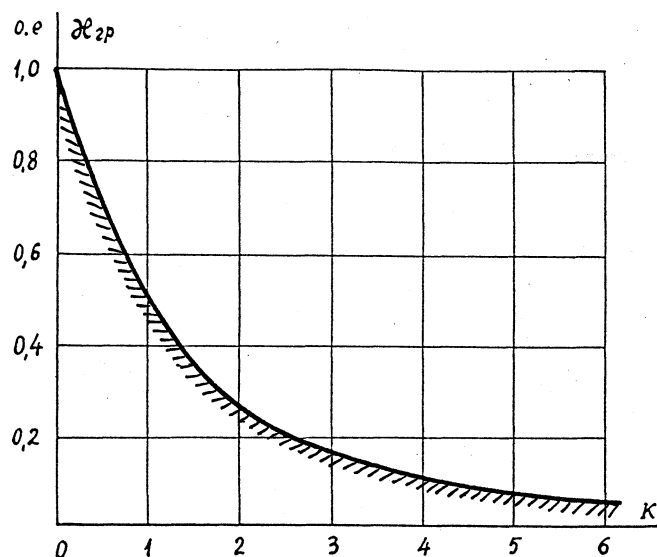


Рис. 3.2. Граница полной компенсации избыточной реактивной энергии нагрузки в зависимости от числа параллельно работающих тяговых блоков АИН-АД.

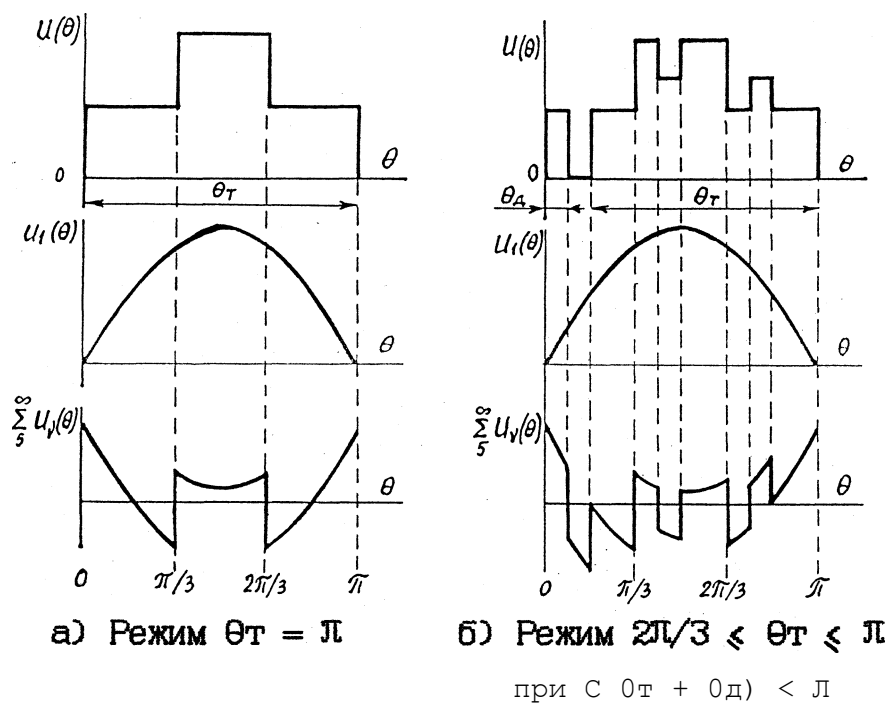


Рис. 3.3. Фазное напряжение АИН при различных законах управления и его синусоидальная и несинусоидальная составляющие.

$$P_{\pm}(a, D) = p_i - n + \frac{\Gamma^2 X_m^2 CL D}{\Gamma^2 + (x^2 + X_m)^2 D^2} : \quad (3.22)$$

$$X_1(a, D) = x_{i1} \left\langle \frac{CL X_m C \Gamma^2 + X^2 (x^2 + X_m) D^2}{\Gamma^2 + (x^2 + X_m)^2 D^2} \right\rangle + a x_i : \quad (3.23)$$

$$L_{i1} \langle x_{i1} / w : w \rangle 2ЯГ : n - L_{i1} / r_{i1} ,$$

где $r_i, \Gamma^2 \gg x_1, x^2, x_m$ - параметры схемы замещения:

$$a = f_i / \Gamma_{in} - \text{относительная частота статора};$$

$D = fg / \Gamma_{in}$ - параметр абсолютного скольжения:

$S = D / CL$ - относительное скольжение.

Как известно, в гармоническом составе фазного напряжения автономного инвертора напряжения отсутствуют четные и кратные трем гармоники, и, таким образом, частоты высших гармонических значительно превышают основную частоту поля статора и электрическую частоту вращения ротора (так, ближайшая к основной, высшая гармоника имеет частоту в пять раз выше частоты основной гармоники).

Таким образом, действие суммы высших гармонических в известном смысле эквивалентно действию на заторможенный двигатель, для которого параметры схемы замещения фазы определяются по тем же формулам (3.22), (3.23) подстановкой $D = a$. При этом указанные формулы принимают вид:

$$g_k = r_i + \frac{\Gamma^2 X_m^2 L^2}{\Gamma^2 + (x^2 + X_m)^2 L^2} ;$$

$$x_k = \frac{L X_m C \Gamma^2 + x^2 (x^2 + X_m)^2 L^2}{\Gamma^2 + (x^2 + X_m)^2 L^2} + a x_1 ; \quad (3.24)$$

$$1_k = X_k / w : w \langle 2ЯГ1 : T_k = L_k / \Gamma_k ,$$

где g_k, x_k, Y_k - параметры схемы замещения фазы двигателя в режиме короткого замыкания (заторможенного АД). Далее делается пред-

положение о возможности применения принципа суперпозиции» отыскивается реакция (ток) схемы замещения для первой гармоники на первую гармонику фазного напряжения и реакция (ток) схемы замещения заторможенного двигателя на сумму высших гармонических фазного напряжения. Фазный ток двигателя определяется как сумма двух этих реакций.

При отыскании реакции схемы замещения фазы заторможенного двигателя на сумму высших гармонических сумму высших гармоник разлагают на разность фазного ступенчатого напряжения и его первой гармоники. Таким образом» процедура метода двух реакций при отыскании фазного тока $i(\delta)$, где δ - текущий электрический угол» сводится к решению трех линейных дифференциальных уравнений первого порядка:

$$\frac{d i_{11}(\delta)}{d\delta} + \frac{1}{T_k} i_{11}(\delta) - U_{i1}(\delta) = 0 \quad (3.25)$$

$$\frac{d i_{1n}(\delta)}{d\delta} + \frac{1}{T_k} i_{1n}(\delta) = U_{1n}(\delta); \quad (3.26)$$

$$\frac{d i_{1k}(\delta)}{d\delta} + \frac{1}{r_k} i_{1k}(\delta) = U_{1k}(\delta); \quad (3.27)$$

$$i(\delta) = i_{11}(\delta) + i_{1n}(\delta) - i_{1k}(\delta). \quad (3.28)$$

$$\text{Если обозначить: } i_{11}(\delta) = i_{11}(\delta) - i_{1k}(\delta), \quad (3.29)$$

то выражение (3.28) примет вид:

$$i(\delta) = i_{1n}(\delta) + i_{11}(\delta), \quad (3.30)$$

где $i_{1n}(\delta)$ - экспоненциальная составляющая фазного тока:

$i_{11}(\delta)$ - синусоидальная составляющая фазного тока блока АИН-АД.

Метод двух составляющих эффективно применяется для расчета фазных токов АД» питаемого от источника напряжения» гармонический состав которого не зависит от нагрузки» например, от АИ напряжения с углом включения главных тиристорov α - 31. В этом случае $(\delta_t + \delta_d)$ всегда больше α (см. рис.3.3а).

Разложение в ряд Фурье кривой фазного напряжения $U_{\phi}(t)$ при $(\omega T + \omega d) > \pi$, представленной на рис.3.3а, описывается следующими выражениями:

$$U_{\phi}(k) = 1 \sin k \omega e \quad \text{С 3.31)}$$

$$B = 2 U_d / \pi, \quad (3.32)$$

где k - номер соответствующей гармоники, принимает целочисленные значения нечетные и не кратные трем из ряда $= 1, 5, 7, 11, 13, \dots$

B - коэффициент разложения кривой $U_{\phi}(t)$ в ряд Фурье.

Согласно выражениям С 3.31) и С 3.32) первая гармоника фазного напряжения инвертора при $\omega T + \omega d > \pi$ записывается в виде:

$$U_{\phi 1}(t) = 2 U_d \sin \omega t / \pi \quad \text{С 3.33)}$$

Вводя обозначения для выражений, определяемых параметрами нагрузки:

$$D = \frac{1}{\Gamma k (1 + \frac{1}{\tau \Gamma k / \omega})} \frac{1}{\omega (1 + u^* \tau i^*)} \quad (3.34)$$

$$E \gg \omega \left[\frac{k}{\Gamma k (1 + V^2 T k^2)} - \frac{1}{\Gamma 11 C 1 + W^2 T 1^2} \right] \quad (3.35)$$

и решая уравнения (3.25) и С 3.27) с учетом (3.29), получаем выражение для синусоидальной составляющей фазного тока:

$$i_{\phi}(k) = \frac{2 U_d}{\pi} (E \cos \phi - D \sin \phi) \quad (3.36)$$

В уравнении (3.26) функцию фазного напряжения $U_{\phi}(t)$, стоящую в правой части, можно для случая $(\omega T + \omega d) > \pi$ в соответствии с рис. 3.3а записать в виде ступенчатой функции, и тогда уравнение (3.26) примет вид:

$$i_{\phi}(k) = \frac{1}{\pi} \left[\dots + \dots \right] 1(k) \gg k U_d, \quad (3.37)$$

где $k = \pm 1/3; \pm 2/3$ в зависимости от того, на каком интервале

кривой фазного напряжения производятся вычисления.

Общее решение уравнения (3.37) имеет вид:

$$i_{np}(t) = w T_k k_n \sin \omega t + C e^{-0.5/w T_k} \quad (3.38)$$

где C - постоянная интегрирования:

n - номер интервала постоянства напряжения.

Задаваясь начальным значением фазного тока на каждом интервале постоянства фазного напряжения, являющегося конечным значением фазного тока на предыдущем интервале постоянства фазного напряжения (метод припасовывания), находим постоянные интегрирования C для каждого участка постоянства фазного напряжения и, таким образом, определяем фазный ток блока инвертор-двигатель в любой момент времени.

Так, для случая $(0.5 T_k + 0.5 T_k) > L$, коэффициенты за полпериода выходной частоты инвертора принимают значения: $k_1 = 1/3$; $k_2 = 2/3$; $k_3 = 1/3$ и постоянные времени C отыскиваются из условий:

$$\begin{aligned} i_{k1}(L/3) &= i_{n2}(L/3) \\ - i_{k2}(2L/3) &= i_{n3}(2L/3) \quad (3.39) \\ i_{k3}(T_k) &= i_{n1}(0) \end{aligned}$$

В результате решения (3.39) относительно постоянных интегрирования получаем выражения (3.40) для определения фазного тока инвертора на интервалах, в которых мгновенное значение фазного напряжения U_{k0} , остается неизменным:

на интервале $0 \leq t \leq L/3$:

$$i_{ni}(t) = \frac{U_d}{3\omega L} \left[1 + \frac{a-2}{a^2 - a + 1} e^{-0.5/w T_k} \right]$$

на интервале $L/3 \leq t \leq 2L/3$:

$$i_2(0) = \frac{U_d}{3\Gamma_{1k}} \left[2 - \frac{a+1}{a(a^2 - a + 1)} \right] e^{-0/w T_k} J; \quad (3.40)$$

на интервале $0 \leq \theta < 31/3$:

$$i_3(0) = \frac{U_d}{3\Gamma_{1k}} \left[1 - \frac{2a-1}{a^2(a^2 - a + 1)} \right] e^{-0/w T_k} J.$$

где $a = \exp(-31/3w T_k)$.

Таким образом окончательное решение (3.30) с учетом (3.36)

и (3.40) принимает вид:

- на интервале $0 \leq \theta < 31/3$: (3.41)

$$i_1(0) = \frac{U_d}{3\Gamma_{1k}} \left[1 + \frac{2a-1}{a^2 - a + 1} \right] e^{-0/w T_k} J + \frac{2U_d}{31} (E \cos \theta - D \sin \theta)$$

- на интервале $31/3 < \theta < 0 \leq \theta < 231/3$: (3.42)

$$i_1(0) = \frac{U_d}{3\Gamma_{1k}} \left[2 - \frac{a+1}{a(a^2 - a + 1)} \right] e^{-0/w T_k} J + \frac{2U_d}{\Gamma_{1k}} (E \cos \theta - D \sin \theta)$$

- на интервале $231/3 \leq \theta \leq \Gamma_{1k}$: (3.43)

$$i_1(0) = \frac{U_d}{3\Gamma_{1k}} \left[1 - \frac{2a-1}{a^2 - a + 1} \right] e^{-0/w T_k} J + \frac{2U_d}{\Gamma_{1k}} (E \cos \theta - D \sin \theta)$$

Применение метода двух реакции при расчете фазных токов блока инвертор-двигатель при $231/3 < (\theta_T + \theta_D) < \Gamma_{1k}$ затруднено тем, что гармонический состав кривой фазного напряжения в этом случае (рис.3.36) не остается постоянным, а зависит от параметров нагрузки и изменяется с изменением угла θ_D [118].

Система уравнения в этом случае имеет такой же вид, что и (3.25) ... (3.28).

Разложение в ряд Фурье кривой фазного напряжения для случая $231/3 < (\theta_T + \theta_D) < \Gamma_{1k}$ имеет вид:

$$U(\theta) = \sum_{i=1}^{\infty} (A \cos i\theta + B \sin i\theta) \dots \quad (3.44)$$

где $i = 1, 5, 7, 11, 13, \dots$ - номер гармоники,

Коэффициенты разложения в ряд Фурье определяются формулами:

$$A = \frac{E_2 \sin(\theta_0) - \sin(\alpha)}{L} (0T + \epsilon_d) \quad (3.45)$$

$$B = \frac{U_d}{Y} [-2 \cos \nu_{Or} + \cos \nu_{cot} + \epsilon_d] + 1. \quad (3.46)$$

Коэффициенты разложения в ряд Фурье для первой гармоники:

$$A_i = \frac{U_d}{Y} [2 Z_{i0T} - \sin \nu_{Or} + O_d] \quad (3.47)$$

$$B_i = \frac{U_d}{Y} [L - 2 \cos \nu_{Or} + \cos \nu_{cot} + \epsilon_d] + 1. \quad (3.48)$$

Первая гармоника фазного напряжения имеет вид:

$$U_1(\theta) = A_1 \sin \theta + B_1 \cos \theta \quad (3.49)$$

Решение уравнений (3.25) и (3.27) с подстановкой в них (3.49) дает следующие соотношения для вынужденного движения (частное решение):

$$I_{11}(\epsilon) \ll \frac{A_i - B_i w_{T1}}{r_{l1d} + w^2 t_1^2} \cos \theta + \frac{B_i + A_i w_{T1}}{r_{i1c1} + t_1^2} \sin \theta \quad (3.50)$$

$$I_{11KCE} = \frac{A_i - B_i w_{TK}}{r_{l1d} + w^2 t_1^2} \cos \theta + \frac{B_i + A_i w_{TK}}{r_{i1c1} + t_1^2} \sin \theta \quad (3.51)$$

где A_1 и B_1 определяются из (3.47), (3.48).

Согласно (3.29) и, учитывая (3.47) и (3.48), запишем выражение для синусоидальной составляющей фазного тока:

$$i_1(\theta) = (E B_1 - D A_1) \cos \theta - (E A_1 + D B_1) \sin \theta \quad (3.52)$$

вводя обозначения:

$$\begin{aligned} I_0 &= D A_1 - E B_1 \\ P_0 &\gg E A_1 + D B_1 \end{aligned} \quad (3.53)$$

и подставляя (3.53) в (3.2), получим:

$$i_1(0) = -I_0 \cos \theta - P_0 \sin \theta \quad (3.54)$$

Далее решаем уравнение (3.26), задавая значение угла θ как параметром. Начальным условием для уравнения (3.26) на первом участке постоянства $U_C(0)$ задаемся исходя из физических соображений, воспользовавшись условием:

$$i_1(0) - i_{н}(0) + i_1(0) = 0 \quad (3.55)$$

$$\text{Иначе, } i_{н}(0) = -i_1(0) = DA_1 - EB_1 = I_0, \quad (3.56)$$

где I_0 , таким образом, начальное значение экспоненциальной составляющей фазного тока для первого участка $i_X(0)$.

Решение уравнения (3.26) при начальном условии (5.56) по участкам (на интервалах) записывается в виде:

$$\begin{aligned}
 i_1(0) &= \frac{U_d}{\beta_{ГК}} \left[2 - e^{-\theta/\omega_{ТК}} (2 - F) \right]; \quad \text{где } F = \frac{\beta_{ГК}}{U_d} I_0; \\
 i_2(0) &= \frac{U_d}{\beta_{ГК}} \frac{-\Gamma L}{4} - e^{-\theta/\omega_{ТК}} \left(2 + 2a^2 \frac{\pi}{\epsilon} \frac{\theta_{Т/ГК} \beta_{ГК}}{J.OJJ} \dots \right); \\
 i_3(0) &= \frac{U_d}{\beta_{ГК}} \frac{-FQ}{L} - e^{-\theta/\omega_{ТК}} \left(2 + 2a^2 e^{\theta_{Т/ГК}} - a^2 e^{(\theta_{Т+6})/\omega_{ТК}} - F \right); \\
 i_4(0) &= \frac{U_d}{\beta_{Пс}} \left[4 - e^{-\theta/\omega_{ТК}} (2 + i > a^2 e^{(\theta_{Т+0д})/\omega_{ТК}} + 1/a - F) \right]; \\
 i_5(0) &= \frac{U_d}{\beta_{Пс}} \left[2 - e^{-\theta/\omega_{ТК}} (2 + 5 \epsilon^{\theta_{Т/ГК}} - a^2 e^{(\theta_{Т+0д})/\omega_{ТК}} + \dots \right); \\
 i_6(0) &= \frac{U_d}{\beta_{ГК}} \frac{1}{a} - e^{-\theta/\omega_{ТК}} \left(2 + 2a^2 e^{-\theta/\omega_{ТК}} - a^2 e^{(\theta_{Т+0д})/\omega_{ТК}} + 1/a - F \right);
 \end{aligned} \quad (3.57)$$

$$i_{H7}(0) = \frac{U_d}{b_{ГК}} [2 - e^{-6/w_{ГК}} (2 + 2a^2 e^{-0_{ГТ}/w_{ГК}} - a^2 e^{(0_{ГТ}-0_{Д}) A_{ГГК}} +$$

$$+ 1/a - 2ae + ae^{0_{ГТ}/w_{ГК} (0_{ГТ}+v_{Д})/i_{ГК}} - 1/a^* - F]l;$$

$$i_{H8}(0) = \frac{U_d}{b_{ГК}} [2 - e^{-8/w_{ГК}} (2 + 2a^2 e^{-0_{ГТ}/w_{ГК}} - a^2 e^{(0_{ГТ}+v_{Д})/i_{ГК}} +$$

$$+ 1/a - 2ae + ae^{G_{Т}/w_{ГК} (0_{ГТ}+0_{Д})/i_{ГК}} - 4e^{-i/a^2 - F}];$$

$$i_{HKO} = \frac{U_d}{b_{ГК}} [e^{-6/w_{ГК}} (2 + 2a^2 e^{-0_{ГТ}/w_{ГК}} - a^2 e^{(8_{ГТ}+6_{Д})/i_{ГК}} + 1/a -$$

$$- 2ae + ae^{9_{ГТ}/w_{ГК} (8_{ГТ}+v_{Д})/i_{ГК}} - 4e^{-i/a^2 - F}];$$

$$- 1/e^{\xi} - F]3.$$

Для более компактной записи выражений (3.57) введем в рассмотрение дискретные угловую коммутирующую функцию T_n и целочисленную амплитудную коммутирующую функцию O_n , зависящие от n - номера интервала. Значения T_n и O_n сведены в табл.3.1 (см.рис.3.4).

Используя введенные в табл.3.1 амплитудную и угловую коммутирующие функции, соотношения (3.57) запишем в более компактной форме:

$$i_{np}(\epsilon) = \frac{U_d}{b_{ГК}} (Q_n - e^{-6/w_{ГК}} [X^{CQJ} - e^{T_{J-1}/w_{ГК}} - \epsilon]) \quad (3.58)$$

где: $J = 1, 2, \dots, 9$ - номер интервала.

Такая запись более удобна при расчетах с использованием ЭВМ.

Таким образом, решение системы уравнений (3.25).. (3.28) в функции от неизвестного параметра O_d по участкам имеет вид:

$$i_{np}(\epsilon) - i_{np}(\epsilon) + 11(9) \quad (3.59)$$

Таблица 3.1

Таблица значений амплитудной и угловой коммутирующих функций

Параметр	Значение параметра									
	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
п	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Qn	0	2	4	3	4	2	3	2	-2	0
Tn	0	$0\tau - \frac{2}{3}Я$	$0\tau^* - 0Д - \frac{2}{3}Я$	я 3	— W 1 «	$0\tau + 9Д - \frac{Я}{3}$	«»	0τ	0τ + 0Д	Я
Tn при τ 0τ-5Л/6	0	Я 6	$\frac{Я}{6} * 0Д$	W 1 £4	Я 2	$\frac{Я}{2} + 0Д$	$\frac{2Я}{3}$	5Я 6	5 1 “”	Я

где $i_{np}(0)$ и $i_1(0)$ определяются в соответствии с соотношениями (3.58), (3.52).

Следующим шагом при отыскании фазного тока блока инвертор-двигатель для произвольного значения угла θ_t является определение угла θ_d включения обратного диода. Из физических соображений известно, что фазный ток на девятом интервале кривой напряжения i_{X0} должен быть равен нулю, так как в это время рассматриваемая фаза отключена от обоих полюсов источника питания (режим нулевого тока фазы). Указанное условие записывается в виде:

$$U_d \sum_{j=1}^{n-1} \left[S(Q_j - Q_{j-1}) e^{-\frac{t_j - t_{j-1}}{T_{JK}}} - I_0 \cos \theta \right] = 0 \quad (3.60)$$

$$- (I_0 \cos \theta + P_0 \sin \theta) = 0, \text{ при } (\theta_t + \theta_d) \in \text{Я} \quad (3.60)$$

Учитывая, что $Q_0 = 0$, (3.60) можно записать в виде:

$$U_d \sum_{j=1}^{n-1} \left[S(Q_j - Q_{j-1}) e^{-\frac{t_j - t_{j-1}}{T_{JK}}} - I_0 \cos \theta \right] + P_0 \sin \theta = 0 \quad (3.61)$$

Из анализа соотношения (3.61) видно, что функции $e^{-\frac{t_j - t_{j-1}}{T_{JK}}}$, $\cos \theta$, $\sin \theta$ являются линейно-независимыми. Таким образом, удовлетворение тождества (3.61) возможно лишь при условии тождественного равенства нулю коэффициентов при всех трех указанных функциях одновременно, что принципиально невозможно, так как в случае $I_0 = P_0 = 0$ метод двух реакций вырождается (синусоидальная составляющая отсутствует). Из этого следует, что метод двух реакций для произвольного значения угла $2\pi/3 < (\theta_t + \theta_d) < \pi$ в отличие от метода одной реакции дает погрешность на девятом нулевом участке кривой фазного напряжения. Эта погрешность вызывается допущениями, принятыми

при обосновании метода Срассмотрение не каждой составляющей отдельно, а суммы всех высших гармонических).

При отыскании значения угла θ_d тождество С3.61) заменяется на некоторое уравнение, полученное из С3.61) и записанное относительно неизвестного параметра θ_d .

При этом ненулевое решение, получаемое на девятом участке отбрасывается и полагается $1_d(0) = 0$.

Приведем выражения для коэффициентов уравнения (3.61).

Коэффициент при $\exp(-\beta/\omega T_k)$ с учетом последнего выражения в системе (3.57):

$$C_0 = \frac{U_d}{\beta \Gamma_k} (a + 1) \left[\frac{2a - 1}{e^{\beta/\omega T_k}} + e(2 - a)(e - 2) \right] - 1_0; \quad (3.62)$$

$$I_0 = \frac{U_d}{J} [(D \sin \theta_T + E \cos \theta_T) - (2 - \cos \theta_d)] + (E \sin \theta_T - D \cos \theta_T) \sin \theta_d - EB \quad (3.63)$$

$$P_0 = \frac{U_d}{J} [(E \sin \theta_T - D \cos \theta_T) - (2 - \cos \theta_d)] - (E \cos \theta_T + D \sin \theta_T) \sin \theta_d + DI. \quad (3.64)$$

Возможны следующие преобразования тождества (3.61) в уравнение относительно неизвестного параметра θ_d .

а) Текущий угол полагается равным начальному значению угла на девятом интервале: $\theta = \theta_T + \theta_d$.

При этом (3.61) переходит в уравнение:

$$C_0 e^{-\beta/(\theta_T + \theta_d)/\omega T_k} + 1_0 \cos(\theta_T + \theta_d) + P_0 \sin(\theta_T + \theta_d) = 0; \quad (3.65)$$

Уравнение (3.65) является трансцендентным и аналитического решения в общем случае не имеет.

б) Текущий угол θ полагается равным конечному значению угла на девятом интервале $\theta = \theta_f$.

При этом уравнение записывается в виде:

$$C_0 a^3 - I_0. \quad (3.66)$$

С учетом (3.62) уравнение (3.66) принимает вид:

$$\begin{aligned} U_d & \frac{Q_T / \omega T_K}{\omega T_K} \frac{O_d / \omega T_K}{\omega T_K} \\ & \frac{1}{\omega T_K} a [a Z (a - 2) e^{(2 - e)} + 2a - 1] = \\ & = (a^2 - a + D_0). \end{aligned} \quad (3.67)$$

Подставляя в уравнение (3.67) выражение (3.63) для I_0 , и проведя ряд несложных преобразований, получим уравнение для определения O_d :

$$\begin{aligned} I(O_d) = & b_{пс}(a^2 - a + 1) C D \sin(\omega t + O_d) + E \cos(\omega t + O_d) - \\ & - 2 (D \sin O_r + E \cos O_r) + E_3 + \text{Я} a \left(a - 2 \right) e^{O_T / \omega T_K} \end{aligned} *$$

Производная от $P(O_d)$ по O_d может быть записана в виде:

$$\begin{aligned} E'(O_d) = & b_{гк}(a^2 - a + 1) [D \cos(\omega t + O_d) - E \sin(\omega t + O_d)] + \\ & \frac{La^3(a - 2)}{\omega T_K} \cos(\omega t + O_d) + \dots \end{aligned} \quad (3.69)$$

Таким образом, при отыскании значения угла O_d по уравнениям (3.66) - (3.68) может быть использована процедура метода Ньютона-

$$O_{d_i} - \epsilon_{дп-1} \frac{N(O_{d_i-1})}{F^*(O_{d_i-1})}, \quad (3.70)$$

где в качестве начального приближения O_{d0} может быть выбрано значение угла O_d , определенное по методу одной реакции.

в) Уравнение для определения угла O_d составляется из соображений достижения минимума квадрата фазного тока на девятом участке:

$$\frac{d}{dO_d} [J(C_0 e^{-6/\omega T_K} + I_0 \cos Q + P_0 \sin Q) d_0] - 0 \quad (3.71)$$

Рассмотренная выше методика расчета фазного тока для произвольного значения угла β при $2L/3$ ($0t + 0d$) Л применялась для расчета фазных и аварийных токов тягового блока АИН-АД теплового ТЭ120 при законе управления инверторами $0t = 5L/6$.

Подстановка в полученные выше соотношения значения такого угла $0t$ приводит некоторому упрощению выражений. Так выражения для коэффициентов разложения в ряд Фурье (3.47), (3.48) принимают вид:

Уд ϵ

$$A1 = \frac{2 + \sqrt{3} Z_{\text{пОд}} - C_{\text{озОд}}}{2J} \quad (3.72)$$

$$B1 = \frac{1}{2L} [2(I + \sqrt{3}) - Z_{\text{пОд}} - \sqrt{3} C_{\text{озОд}}] \quad (3.73)$$

Выражения (3.62), (3.63), (3.64) записываются в виде:

$$C_0 = \frac{U_d a + 1}{b_{\text{гк}}} \cdot \frac{e^{-\frac{0d}{w_{\text{Тк}}}}}{a^{\sqrt{3}} V_a} [V_a (2a - 1) + (2 - a) - 2] - 1_0 \quad (3.74)$$

$$1_0 = \frac{U_d}{251} [(\sqrt{3} E - D) C_{\text{озОд}} + (\sqrt{3} D + E) Z_{\text{пОд}} + 2(D - (1 + \sqrt{3}) E)]; \quad (3.75)$$

$$P_0 = \frac{C(\sqrt{3} E - D) Z_{\text{пОд}} - C(\sqrt{3} D + E) C_{\text{озОд}} + 2(E + (1 + \sqrt{3}) D) J}{251} \quad (3.76)$$

Уравнение (3.65) после подстановки $0t = 5L/6$ и некоторых преобразований приводится к виду:

$$C_i = \frac{e^{-\frac{0d}{w_{\text{Тк}}}} (C_1 + C_2)}{3_{\text{гк}}} \frac{J K a + 1}{q + 2aZ V_a C D - (1 + \sqrt{3}) E); \quad (3.77)$$

$$C_g = a^{\sqrt{3}} V_a (\sqrt{3} D + E);$$

$$C4 - D (4 + VS) - E;$$

$$C5 = -E (4 + \sqrt{3}) - D:$$

$$C_e = \frac{Y(a+1)}{3gk} (a-2) + 2E:$$

$$\text{где } q = 2(a-2) + Va C2a - 1)$$

Уравнение (3.66) принимает вид:

$$C1 e + C2 \text{ЗпЕд} + C3 \text{СозОд} + C4 = 9, \quad (3.78)$$

$$\text{где } C1 = L Va (2 - a):$$

$$C2 = -P (V5 D + E):$$

$$C3 = P (D - VS E):$$

$$C4 = 2 p [(1 + \sqrt{3}) E - D] + Q Y Va :$$

$$p = 3 gk Ca - a + 1):$$

Уравнение (3.71) сводится к виду:

$$e \left(C1 e + C2 \text{СозОд} + C3 \text{ЗпОд} \right) + C4 \text{СовОд} + C5 \text{ЗпОд} + C6 \text{Св} - 0, \quad (3.79)$$

$$\text{где } C_i = Y Va (a+1)(a-2):$$

$$C2 \ll 3 gk w T_k (E - Va D):$$

$$C3 a \gg - 3 T^* K W T_k C D 4 - \sqrt{3} E) /$$

$$C4 - 3gka^2 [0 - \sqrt{3} E + y T_k (E + \sqrt{3} D)]:$$

$$C6 = 3 gk Va Lw T_k (D - \sqrt{3} E) - (E + \sqrt{3} D):$$

$$C_e - Y (a+1) q + 3 gk a^2 Va [(1 + \sqrt{3}) E - DJ.$$

Из приведенных трех уравнений наиболее простой вид имеет уравнение (3.78), наиболее сложный (3.79), однако, все эти уравнения являются трансцендентными и, в общем виде не имеют аналитического решения, и, таким образом, процедура определения угла Од требует решения одного из указанных уравнений численными методами с применением ЭВМ. Для наглядности на рис. 3.4 приведены расчетные кривые фазных напряжения, тока и входного тока АИН.

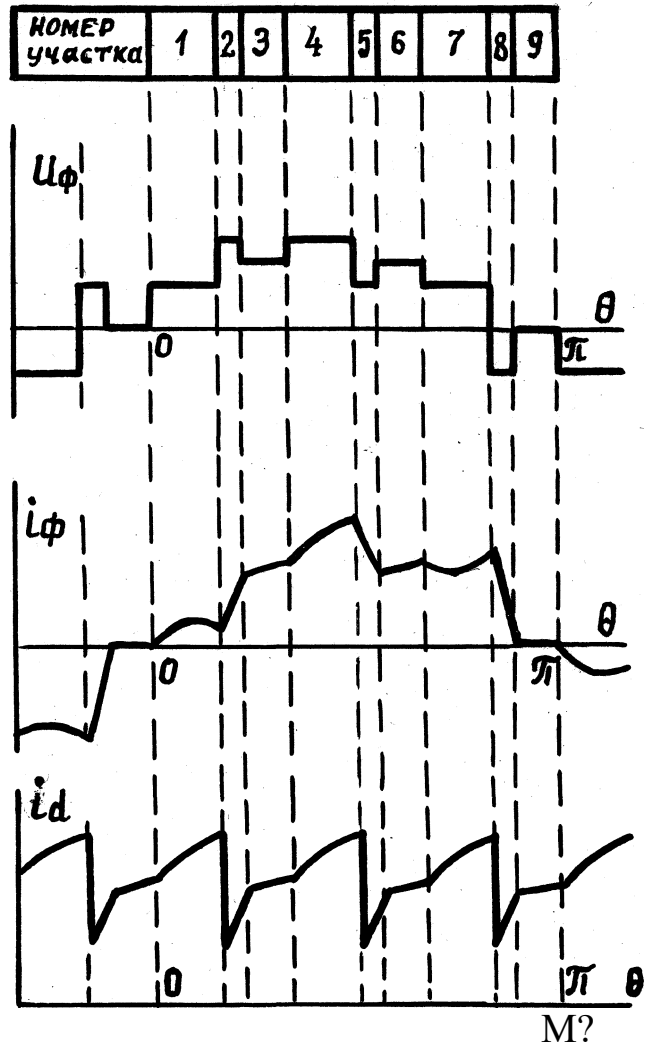


Рис. 3. 4.

Кривые фазных напряжения и тока ,
входного тока инвертора при углах
включенного состояния плеч инвер-
тора $0_d + 0_t < \alpha$.

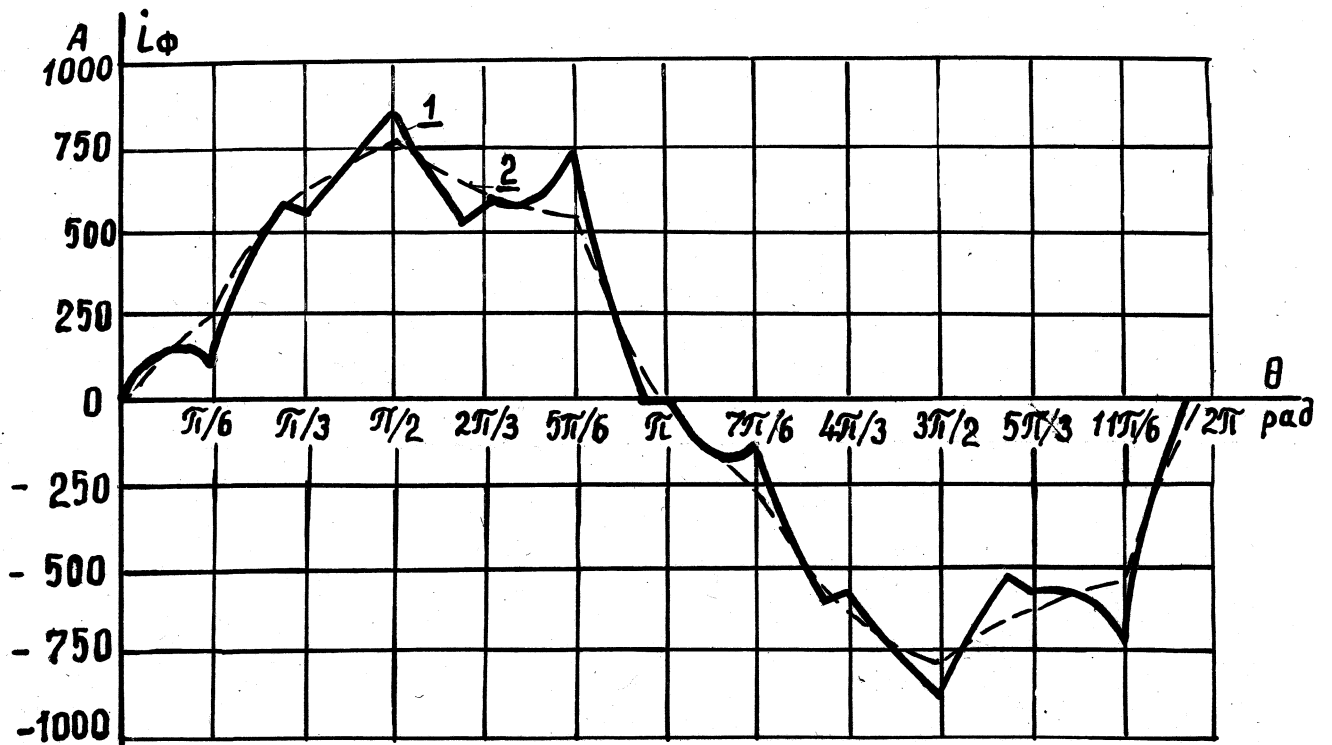


Рис. 3. 5. Кривые фазного тока двигателя ЭД-900 в номинальном ре-
жиме, рассчитанные по методу двух составляющих C -----)
и по методу статической эквивалентной нагрузки C -----)

На базе описанного выше метода двух реакций была составлена программа и выполнен расчет фазных токов инвертора при произвольном угле от включения тиристоров в различных точках предельной тяговой характеристики тепловоза ТЭ120. По результатам расчета был проведен сопоставительный анализ методов расчета фазных токов блока инвертор-двигатель в мгновенных значениях. Было показано, что характер кривых фазного тока, рассчитанных с помощью метода двух реакций, хорошо приближает реальные кривые к полученным экспериментально, и дает значительные преимущества при вычислении ряда параметров по сравнению с традиционными методами (например, по сравнению с методом одной реакции). Так, при вычислении амплитуды фазного тока погрешность метода одной реакции по сравнению с методом двух реакций составляет величину порядка 10%, а при вычислении уровня предкоммутационного тока погрешность достигает величины порядка 30%. Это наглядно подтверждается кривыми фазных токов тягового электродвигателя ЭД-900, работающего в номинальном режиме, которые получены расчетом по методу двух составляющих и по методу статической эквивалентной нагрузки (метод одной реакции).

3.4 Автономные инверторы напряжения

Для систем автономного тягового электропривода с асинхронными электродвигателями рекомендуется автономный инвертор напряжения, так как он наилучшим образом сочетается с нагрузками различных видов, имеет удовлетворительные массо-габаритные показатели и гармонический состав выходного напряжения (12,27,57,134,135, 136,154,190,192].

Базовая мостовая схема АИН для непосредственного питания трехфазных АД достаточно проста и имеет малое количество силовых полупроводниковых приборов: шесть силовых ключей и шесть реактив-

ных диодов (диоды обратного тока), необходимых для осуществления условий безразрывной коммутации активно-индуктивной нагрузки.

Однако, схемотехника реальных трехфазных мостовых АИН весьма разнообразна, что определяется, в первую очередь, типом применяемых силовых полупроводниковых вентилях, способом и устройствами их выключения, устройствами ограничения динамических режимов и режимами стационарной работы, мощностью, уровнем рабочих напряжений и прочее.

Важным этапом в развитии силовых АИН стала разработка мощных запираемых (с двухоперационных) тиристоров и IGBT транзисторов, включение и выключение которых осуществляется по цепи управления [200,202,205,224]. Применение новой элементной базы силовой электроники в тяговых АИН позволило исключить специальные устройства гашения силовых тиристоров, занимающих до 30% объема преобразователя, и перейти к стандартным унифицированным блочным системам.

Наращивание мощности АИН осуществляется за счет:

- последовательного соединения (при повышении уровня входного напряжения АИН) силовых вентиляхных ключей:
- параллельного соединения силовых ключей:
- параллельного соединения фазных модулей АИН:
- повышение единичной мощности силовых ключей.

Непосредственное параллельное или последовательное соединение двухоперационных тиристоров не нашло практического применения в серийных преобразователях из-за значительного технологического разброса параметров и характеристик таких тиристоров. Кроме того, фирма Hitachi (Япония), разработавшая в 1991г мощные двухоперационные тиристоры (например, SC-3000 GXH24, имеющие повторяющееся напряжение 4500 В и средний ток 3000 А), считает [220], что стоимость одного мощного двухоперационного тиристора выше общей стоимости двух или трех аналогичных тиристоров на тот же суммар-

ный ток. Серьезной альтернативой мощным АМН, построенным на двух-операционных тиристорах, являются АМН, изготовленные на базе мощных однооперационных тиристоров среднего быстродействия, но с применением менее мощных двухоперационных тиристоров в узлах принудительного гашения. Схемы таких комбинированных инверторов были разработаны при непосредственном участии автора [43,47]. Одна из них описана ниже.

Автономный инвертор напряжения, схема которого представлена на рис.3.6, содержит силовые тиристоры VI—V6, распределительные тиристоры VII—V16, анодный V21 и катодный V22 тиристоры обратного тока С соответственно тиристор V21 подключен к общей точке анодов главных тиристоров V1, V2, V3, а тиристор V22 подключен к общей точке катодов главных тиристоров V2, V4, V6), коммутирующие запираемые тиристоры V41, V42, зарядные диоды V31, V32, коммутирующие конденсаторы Cк1, Cк2, маломощные источники подзаряда U_{n1} , R_{i1} , U_{n2} , R_{i2} , дроссели $L_1—L_6$ и дополнительные дроссели L_{21}, L_{22} , служащие для ограничения скорости нарастания тока через главные тиристоры, тиристоры обратного тока и защитные дроссели $L_{11}…L_{16}$, служащие для ограничения скорости нарастания тока через главные тиристоры при разряде конденсатора фильтра Cф в случае опрокидывания инвертора.

Кроме того, на рис.3.6 показаны присущие любым схемам автономных инверторов напряжения конденсатор фильтра Cф и источник питания U_d , а также тормозной резистор R_t .

Рассмотрим работу автономного инвертора при прямом чередовании фаз, приняв следующее исходное состояние схемы, предшествующее коммутации главного тиристора VI. Напряжение на конденсаторе фильтра Cф, определяемое напряжением источника питания инвертора, равно U_d . К выходным выводам инвертора А, В, С подключена симметричная активно-индуктивная нагрузка, например, асинхронный электродвигатель. Полагаем, что нагрузка включена "звездой": включены

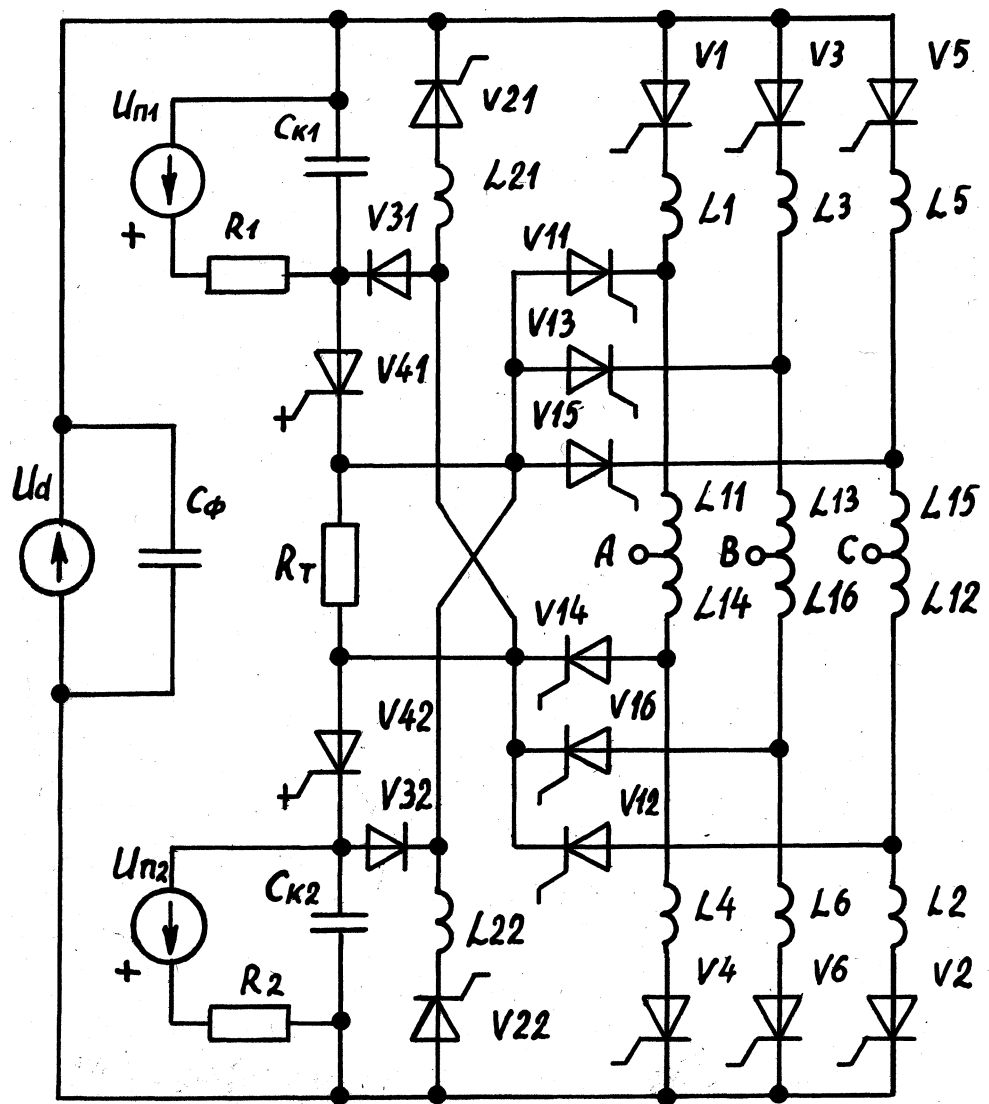


Рис. 3.6. Принципиальная схема АИН с C'' -коммутацией.

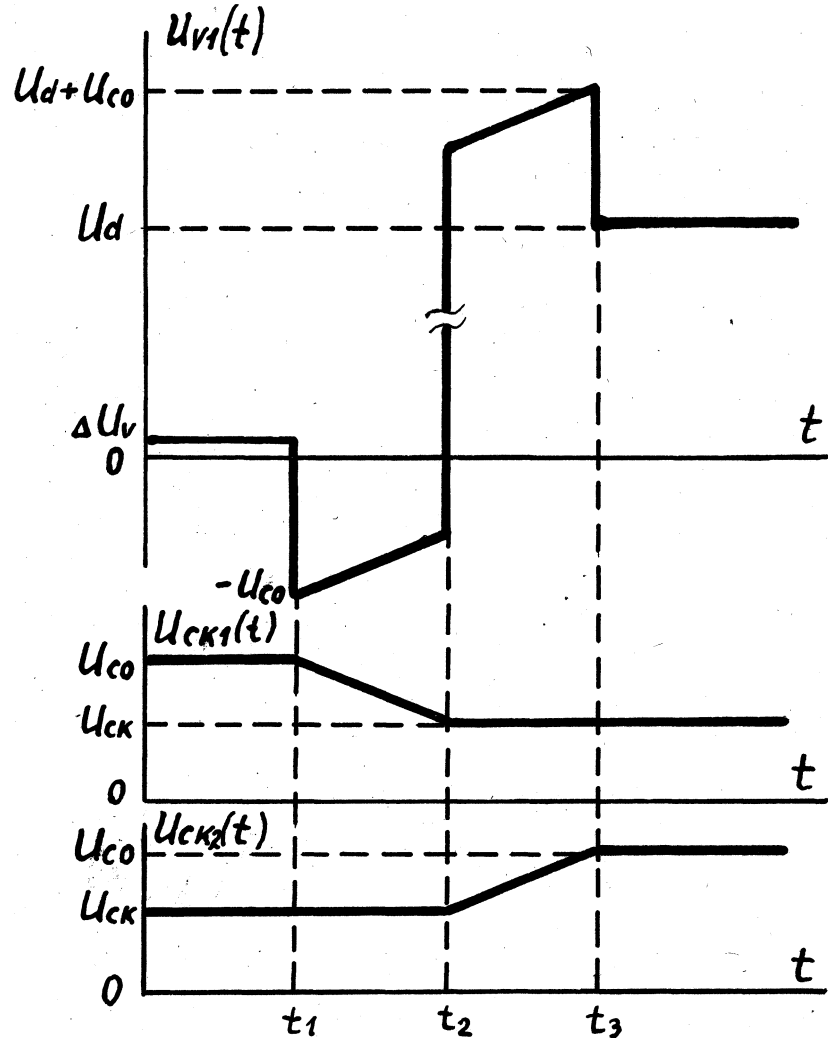


Рис. 3.7. Упрощенная диаграмма процессов при коммутации тиристора V_1 . $C \neq 0$.

главные тиристоры VI, V2, V3; напряжения на коммутирующих конденсаторах Ск1, Ск2 соответственно равны Uco и Uск. После предыдущей коммутации $U_{co} > U_{ск} > 0$. Ток в цепях с остальными вентильными элементами равен нулю.

При указанных условиях ток от источника питания протекает по следующим цепям: "плюс" источника питания - тиристор VI - дроссель L1 - дроссель L11 - нагрузка, подключаемая к клемме фазы А: "плюс" источника питания - тиристор V3 - дроссель L3 - дроссель И3 - нагрузка, подключенная к фазе В: нагрузка подключенная к фазе С - дроссель L12 - дроссель L2 - тиристор V2 - "минус" источника питания. При этом напряжения фаз А и В положительны и равны $+U_d/3$, напряжение фазы С отрицательно и равно $-2U_d/3$.

Непосредственно перед коммутацией тиристора VI ток фазы А равен $i_{нк}$ (мгновенное значение). В соответствии с общепринятыми допущениями величина $i_{нк}$ в процессе коммутации тиристорov на интервале коммутации T_k полагается неизменной. Для отключения тиристора VI включаются запираемый тиристор V41 и распределительный тиристор VII. Образовался контур коммутации тиристора VI: предварительно заряженный конденсатор Ск1 - тиристор V41 - тиристор VII - дроссель I1 - тиристор VI - конденсатор Ск1. Ток нагрузки (фазы А) протекающий от источника питания, переключается в ветвь: конденсатор Ск1 - тиристор V41 - тиристор VII и вытесняет ток из ветви: тиристор VI - дроссель И. При этом сумма токов в этих двух ветвях остается постоянной и равной $i_{нк}$. Дроссель И служит для ограничения скорости нарастания тока в цепи коммутации (конденсатор Ск1 - тиристор V41 — ТИРИСТОР VII), ее максимальное значение равно:

$$(di/dt)_{max} = U_{co}/из \quad (3.80)$$

Через определенное время (t_{oi}) через цепь коммутации Ск1 - V41 - VII начинает протекать полный ток $i_{нк}$ Фазы А, а в ток цепи VI - I1 становится равным нулю и к тиристорy VI прикладывается отрицате-

льное напряжение $U_c(t)$ конденсатора C_{k1} . На интервале коммутации T_k при правильно выбранных параметрах контура коммутации тиристор VI должен восстановить свои запирающие свойства. Интервал T_k отсчитывается от момента включения тиристоров V5 и VII и до момента запираения тиристора V41. На интервале (T_k - которое должно превышать время $T_{воот.,к}$ тиристоры VI прикладывается отрицательное напряжение:

$$U_c(t) = U_{c0} \frac{I_{нк}}{C_{19}} \cdot t, \quad (3.81)$$

где $0 \leq t \leq T_k$.

После завершения процесса коммутации остаточное напряжение на конденсаторе C_{k1} (без учета изменения напряжения на конденсаторе C_{k1} на интервале времени Δt_i) равно:

$$U_{ск} = U_{c0} - I_{нк} T_k / C_{19} \quad (3.82)$$

После запираения тиристора V41 фаза А отключается от положительного полюса источника питания, а так как на интервале времени, предшествовавшем коммутации тиристора VI, в индуктивности нагрузки фазы А была запасена значительная реактивная энергия, ЭДС самоиндукции фазы А меняет знак и возрастает до величины, достаточной для подключения фазы А к отрицательному полюсу источника питания по цепи: "минус" источника питания - конденсатор C_{k2} - диод V32 - тиристор VII - дроссель L_{it} - нагрузка фазы А. Тем самым в схеме инвертора выполняется условие безразрывной коммутации. При этом начинается процесс дозаряда конденсатора V14 от значения $U_{ск}$ (остаточное напряжение на конденсаторе C_{k2} от предшествующей коммутации тиристора V6) до значения U_{c0} . В связи с тем, что на интервалах коммутации $i_{нк} = const$, то процесс дозаряда конденсатора C_{k2} происходит за время, примерно равное T_k . После дозаряда конденсатора C_{k2} до величины U_{c0} (либо по истечении времени T_k от момента включения тиристора V41, либо по уровню напряжения на кон-

денсаторе $C_{к2}$) включается тиристор V_{22} . Процесс дозаряда конденсатора $C_{к2}$ прекращается, реактивный ток нагрузки фазы А переключается в цепь: тиристор V_{22} - дроссель L_{22} - тиристор V_{II} - дроссель L_{11} - нагрузка фазы А. Диод V_{32} запирается напряжением конденсатора $C_{к2}$. Дроссель L_{22} служит для ограничения скорости нарастания тока через включающийся тиристор. При этом процесс коммутации тока в ветвях: конденсатор $C_{к2}$ - диод V_{32} и тиристор V_{22} - дроссель L_{22} протекает в течение времени $\Delta t_2 \cdot \omega$ и происходит аналогично описанному для ветвей: тиристор V_{VI} - дроссель L_{II} и конденсатор $C_{к1}$ — тиристор V_{41} - тиристор V_{VII} .

Упрощенные диаграммы коммутационных процессов $S_{при}$ пренебрежении длительностью интервалов и Δt_2) показаны на рис. 3.7.

Если инвертор работает в режиме управления $\theta_{т} = 5\pi/6$, где $\theta_{т}$ - угол управления главными тиристорами, и $\theta_{д} = \pi/6$, где $\theta_{д}$ - угловая мера части периода, в течение которой по цепи: тиристор V_{22} - дроссель L_{22} - тиристор V_{II} - дроссель L_{11} - фаза А протекает реактивный ток нагрузки, ток в фазе А снижается до нуля за время t_p - бд/ ω , где ω - круговая частота напряжения на выходе инвертора.

После этого тиристор V_{22} отключается и фаза А отключается от источника питания. Напряжение на нагрузке фазы А становится равным нулю. По истечении времени $\pi/6$ от начала коммутации тиристора V_{VI} в соответствии с диаграммой управления инвертора производится подача сигнала управления на включение тиристора V_{41} . Происходит включение тиристора V_{41} . Если $\theta_{д} > \pi/6$, то включение тиристора V_{41} произойдет после снижения тока нагрузки фазы А до нуля. Теперь уже в соответствии с диаграммой выключается тиристор V_{22} . А контур коммутации: конденсатор $C_{к2}$ - тиристор V_{42} - тиристор V_{12} подготовлен к выключению очередного тиристора V_{22} . Процесс коммутации тиристора V_{22} будет происходить аналогично процессу коммута-

ции тиристора VI. В процессе коммутации тиристора V2 будет произведен дозаряд конденсатора C_{ki} реактивным током фазы C. В дальнейшем указанные процессы повторяются.

Особенностью схемы инвертора является то, что тиристоры VII — V16 совмещают функции не только коммутирующих тиристоров, но и диодов обратного тока, присущих всем схемам инверторов напряжения.

В связи с возможностью контроля напряжения на коммутирующих конденсаторах в схеме инвертора отсутствует явление накопления энергии. Максимальное напряжение на коммутирующих конденсаторах не превышает (100 — 120) В, напряжение разряженного в процессе коммутации коммутирующего конденсатора должно быть не менее, чем 50 В. Такие уровни напряжения на коммутирующих конденсаторах позволяют ужесточить коммутацию главных тиристоров инвертора и обеспечить время отключения в соответствии с их паспортными значениями, но, в тоже время, существенно снизить динамические перегрузки при отключении главных тиристоров. Указанное позволяет не только повысить надежность коммутации главных тиристоров АИН, но и свести к минимуму массо-габаритные показатели коммутирующих конденсаторов, так как низковольтные и однополярные конденсаторы обладают самыми высокими удельными характеристиками. Поэтому инвертор, подобный описанному и содержащий минимум силовых вентилях, как показывают конструктивные проработки, практически не уступает по удельным показателям аналогичному АИН, выполненному на двух-операционных тиристорах.

Кроме того, описанный инвертор обладает возможностью бесконтактного перевода схемы (например, в системе АИН - АД) в режим реостатного торможения и не требует применения силовой коммутационной аппаратуры, либо дополнительных бесконтактных ключей.

В нестационарных режимах работы тягового электропривода с АИН по рис. 3.6, возникающих, например, при резком сбросе нагрузки

(боксование), автоматически может быть подключено поглощающее устройство в виде тормозного резистора K_t (см.раздел 6).

В последнее время на электроподвижном составе получили применение так называемые схемы АИН с фиксирующими диодами, работающие от источника постоянного напряжения с естественной или искусственной "средней (нулевой) точкой". Впервые АИН с фиксирующими диодами был применен на финском тепловозе типа Driб [196].

Отличительной особенностью схемы является выполнение каждого плеча АИН из двух последовательно включенных силовых ключей, общая точка соединения которых через фиксирующий диод подключается к нулевой точке источника питания. Достоинством этой схемы является то, что к каждому силовому ключу прикладывается напряжение не более половины входного напряжения питания. Таким образом очень просто решается проблема последовательного соединения силовых управляемых вентилях. Недостатком схемы, даже при реализации ее на двухоперационных тиристорах, является многоэлементность и завышенные установленная емкость и габариты конденсаторов фильтра.

Другой особенностью схемы АИН с фиксирующими диодами является способность ее работы на тяговый трехфазный АД в двенадцатипульсном режиме с фиксированной формой выходного напряжения с малым содержанием высших гармоник.

Однако в автономном тяговом электроприводе, где выбор параметров основных элементов силового тягового электрооборудования должен производиться из условий получения высокой надежности и минимально возможных массо-габаритных показателей всего комплекса тягового электрооборудования в целом, применение АИН с фиксирующими диодами вряд ли оправдано.

В тяговом электроприводе автономных локомотивов, где выбор величины напряжения в промежуточном контуре осуществляется разработчиком на этапе проектирования всей системы с учетом получения

оптимальных параметров всего комплекса тягового электрооборудования целесообразно применять более простые и надежные шестипульсные АИН с амплитудным регулированием выходного напряжения при законе управления главными тиристорами бт - 5Л/6. Для распараллеливания нагрузок и расширения диапазона полной компенсации реактивной мощности нагрузки рекомендуется осуществлять питание тяговых АД от отдельных инверторных блоков, работающих синхронно с равномерными фиксированными фазовыми сдвигами по углам коммутации. При такой структуре силовой цепи автономного локомотива существенно упрощается система управления преобразователями и сохраняется возможность беспрепятственного обмена реактивной энергией между параллельно работающими тяговыми блоками АИН - АД через общие шины звена постоянного напряжения аналогично тому, как это происходит при общих шинах переменного напряжения, принятых в силовых схемах тепловозов с асинхронными тяговыми электродвигателями производства фирмы АВВ С ФРГ) [224].

3.5 Методы формирования сигналов обратной связи в системе асинхронного электропривода с АИН

3.5.1. Методы измерения тока.

Для реализации эффективных систем автоматизированного ТЭП с АИН и АД требуются достаточно точные и надежные устройства, измеряющие в широком диапазоне частот (от долей до сотен Гц) действующее значение первой гармоники несинусоидального фазного тока и преобразующие его в аналоговый сигнал. Для этой цели применяются трансформаторы переменного (ТТ) и постоянного (ТПТ) тока, а также датчики компенсационного типа.

Датчики тока первого типа имеют узкую полосу пропускания и неработоспособны в области низких частот: датчики второго типа об-

ладают широкой полосой пропускания относительно выходной частоты инвертора, но имеют низкие быстродействие и точность. Кроме того, их применение ограничивается следующим. Во-первых, измеряемый ток на входе АИН пропорционален активной составляющей полного тока на его выходе. Поэтому для оптимизации процесса пуска локомотива в систему регулирования ТЭП необходимо вводить корректирующий сигнал, компенсирующий отклонение измеренной величины от реального действующего значения первой гармоники фазного тока на выходе АИН и изменяющийся в функции коэффициента мощности АД. Во-вторых, значительная пульсация измеряемого тока требует установки на выходе датчика специальных фильтров, что приводит к ухудшению динамических качеств ТЭП в целом. Поэтому проблема создания простого и надежного метода измерения тока, обладающего простотой реализации и обеспечивающего достаточную точность и высокое качество выходного сигнала при всех возможных режимах работы ТЭП, весьма актуальна.

Непосредственное преобразование измеряемого тока при переменном коэффициенте формы и в широком диапазоне частот в аналоговый сигнал, рассмотренное в [75], практически невозможно. В этой связи большой интерес представляет поиск новых принципов косвенного измерения полного фазного тока на выходе АИН, которые позволяют с достаточной для практики точностью получить аналоговый сигнал, пропорциональный действующему значению его первой гармоники. Работа АИН проанализирована при представлении АД статической активно - индуктивной нагрузкой для общего случая управления инвертором, когда угол β т может быть задан на интервале $E2L/3: \pi$.

При анализе электромагнитных процессов в инверторе приняты следующие допущения:

- электромагнитные процессы рассмотрены в установившемся режиме:
- напряжение на входе АИН идеально сглажено, а внутреннее сопротивление АИН равно нулю:

- электромагнитные процессы в АИН рассмотрены для статической активно-индуктивной нагрузки, включенной в звезду:
- диоды и тиристоры приняты идеальными, а влияние процессов гашения тиристоров на работу инвертора не учитывается из-за их малой продолжительности.

На рис.3.8 показаны диаграммы напряжения и токов в автономном инверторе напряжения при статической активно-индуктивной нагрузке в случае, когда $2\gamma/3 < \theta_T^{\wedge} \gamma$ и $0_d < (\gamma - \theta_T)$, где 0_d - угол проводимости диодов РМ.

На диаграмме показан, в частности, некий фиктивный ток $I'd$, численно равный сумме токов: $i_{dCQ} + i_{daC6} + i_{dkCQ}$.

Решение полной системы дифференциальных уравнений, описывающих электромагнитные процессы в автономном инверторе напряжения при принятых выше допущениях, дает выражения (3.57) для мгновенных значений фазного тока нагрузки, которые определены на соответствующих интервалах 1—9.

Анализ мгновенных значений токов в инверторе показывает, что ток в звене постоянного напряжения определяется токами на интервалах 2,3,4, поэтому среднее значение тока I_d рассчитывается по формуле:

$$I_d = \frac{0_d}{\gamma_0} \int_0^{\gamma-2\pi/3} f_{iN2}(\epsilon) d\epsilon + \frac{\gamma-\theta_T-\epsilon_d}{0} \int_0^{\epsilon} I_{iN3}(\epsilon) d\epsilon + \frac{\epsilon_T-2\pi/3}{0} \int_0^{\epsilon} I_{iN4}(\epsilon) d\epsilon =$$

$$= \frac{U_d}{R} - \frac{c}{12} \frac{7}{\gamma} \frac{w}{2-a} \frac{i - a_r \epsilon_d}{\sqrt{a}} + \frac{\epsilon_T-2\pi/3}{2\gamma} \kappa (3 S3)$$

Среднее значение фиктивного тока $I'd$ равно:

$$I'd = \frac{\int_0^{\epsilon} I_{iN2}(\epsilon) d\epsilon}{\gamma_0} + \frac{\int_0^{\epsilon} I_{iN3}(\epsilon) d\epsilon}{0} + \frac{\int_0^{\epsilon} I_{iN4}(\epsilon) d\epsilon}{0} +$$

$$I_{\text{г}} + J_{\text{н}}(C) d_0 = \frac{U_d}{R} \left[\frac{7}{12} \frac{0_d}{2L} \right] : \quad (3.84)$$

причем $i_{\text{н}}(0) + i_{\text{н}}(6) = i_{\text{н}}(C_0)$.

Аналогично рассчитываются средние и действующие значения токов, протекающих в различных участках схемы автономного инвертора при фиксированных значениях угла $\theta_T = 2L/3, 5L/6, L$.

Анализ электромагнитных процессов, показывает, что наиболее близкое приближение к действующему значению первой гармоники фазного тока на выходе инвертора I_1 независимо от частоты и коэффициента мощности нагрузки дает измерение фиктивного тока $i'_{\text{г}}(O_d)$, среднее значение которого пропорционально среднему по модулю значению фазного тока нагрузки [86].

Аппроксимация реальных характеристик $I'd/I_i = f(6d)$ при $2L/3 \ll \beta T$ Я дает следующее простое выражение:

$$I_1 \approx 0,75 I'd. \quad (3.85)$$

При этом величина методической погрешности определения действующего значения первой гармоники фазного тока по выражению (3.85) равна:

$$\delta_{11} = \frac{I - 0,75 I'd}{0,75 I'd} \quad (3.86)$$

В общем случае при $2L/3 \leq \theta_T < L$ для конкретных значений

$$\delta_{11} = \frac{2,6(6)}{L - 0d} V \cdot \frac{\cos \theta_d}{\sqrt{4 - 2 \cos^2 \theta_d + \cos(2L/3 + 0d)}} \cdot \frac{1}{1 + (w r)^2} \quad (3.87)$$

При $\theta_T = 5L/6$:

$$\delta_{11} = \frac{16}{7L - 60d} \cdot \frac{1}{\sqrt{1/3 + 1/3 - 2 \cos \theta_d + \cos 5L/6 + 0d}} \cdot \frac{1}{1 + (w r)^2} \quad (3.88)$$

При $0_T = \Pi$:

$$(SI1) \quad \frac{4/2}{2Я - 38d V 1 + (wr)^2} 1; \quad (3.89)$$

Анализ выражений (3.87), (3.88) и (3.89) показывает, что при наиболее благоприятном законе управления инвертором $9_T = 5Л/6$ получается и наименьшая методическая погрешность измерения первой гармоники фазного тока нагрузки (меньше $\pm 1\%$), если источником информации является сигнал фиктивного тока $I'd$. На рис.3.9 приведена расчетная зависимость этой методической погрешности.

Измерение фиктивного тока $I'd$ можно осуществить, например, с помощью ТПТ либо датчиков компенсационного типа. В этом случае роль подмагничивающих обмоток управления выполняют три кабеля, пропущенные в окно магнитопровода. По первому кабелю протекает ток питания инвертора, по двум другим - соответственно токи анодной и катодной групп вентилей обратного тока. Такая схема включения датчика тока является общей и, в принципе, не зависит от типа переключающих элементов АИН. Существуют и некоторые особенности, которые необходимо учитывать при включении такого датчика в схему реального инвертора, собранного на переключающих элементах с неполной управляемостью, например, на однооперационных тиристорах. В тиристорных инверторах для снижения погрешности датчик тока необходимо включать таким образом, чтобы в токах i_d , I_{da} и i_{dk} отсутствовала составляющая тока коммутации i_k , генерируемого специальными устройствами для гашения главных тиристорov АИН.

Тщательные экспериментальные исследования описанного способа измерения тока, проведенные на стенде показали, что точность измерения действующего значения основной гармоники фазного тока АИН практически не зависит от вида нагрузки (статическая активно-индуктивная или нагруженный асинхронный двигатель), коэффициента

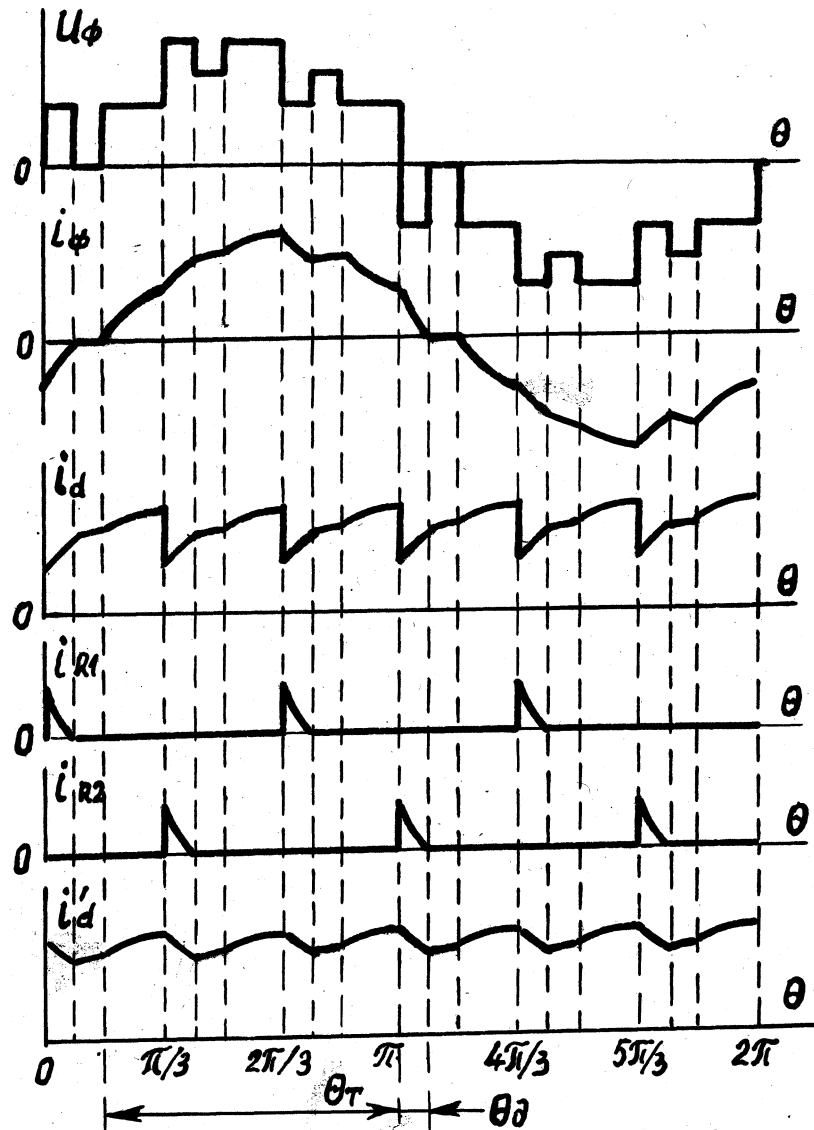


Рис. 3.8. Напряжение и токи в АИН при **еквив-**
но-индуктивной нагрузке и законе уп-
равления $2\pi/3 < \theta_T^4$ Я и $0 \text{ м.бд} < (\text{Л}-0\text{т})$.

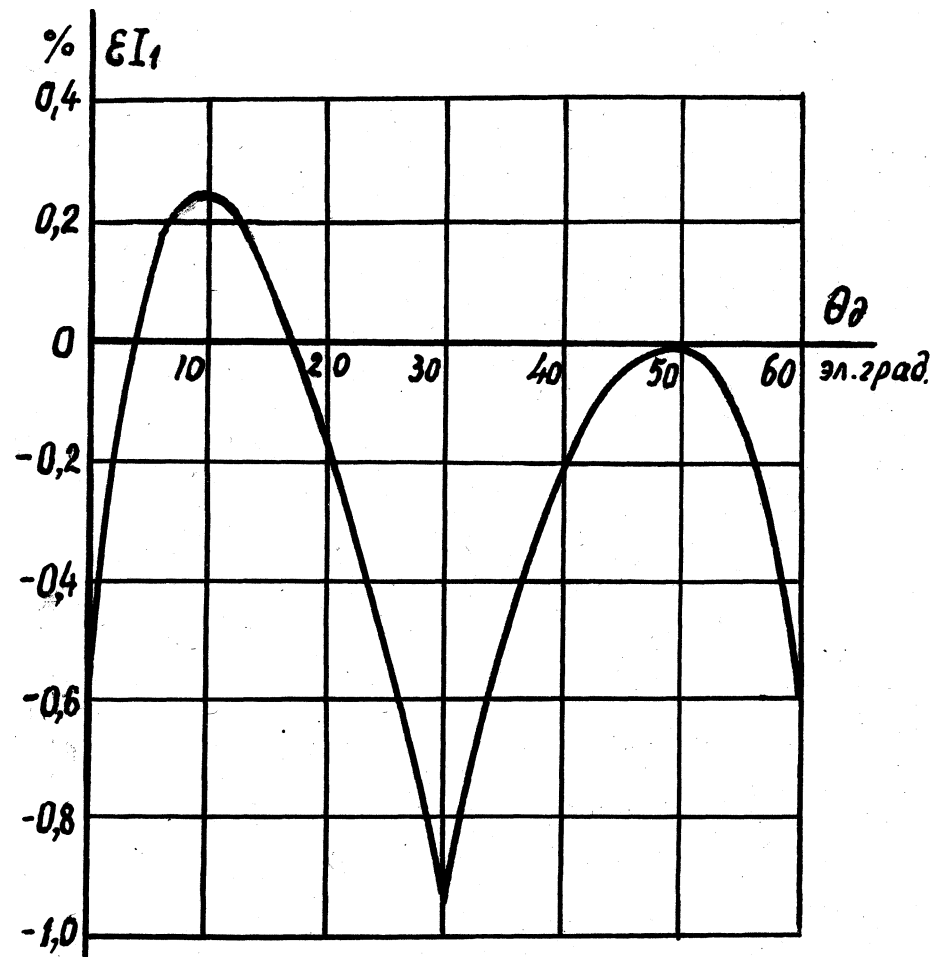


Рис. 3.9. Расчетная величина методической
погрешности измерения первой гар-
моники фазного тока по величине
среднего тока I_d при $\theta_T^{\text{ж}} 531/6$.

мощности и частоты тока на выходе инвертора.

3.5.2. Реализация устройств измерения тока в системах АИН - АД.

Для САР тягового асинхронного электропривода с АИН часто ставится задача измерения полного выходного тока инвертора, так и его активной и реактивной составляющих. При этом измерения необходимо производить в области всех возможных рабочих режимов ТЭП.

Ниже приведены результаты разработки устройства, возводящего осуществить такие измерения [1003].

Упрощенная схема трехфазного автономного инвертора показана на рис. 3.10. Инвертор содержит собственно инверторный мост и мост диодов обратного тока, каждый из которых соединен с выходными клеммами инвертора посредством "плюсовых" (1,2) и "минусовых" (3,4) шин. Для любого момента времени, исключая интервалы коммутации, можно записать:

$$i_1 + i_2 = i_3 + i_4 = i_d, \quad (3.90)$$

где i_1 — i_4 - соответственно токи в шинах 1 _____ 4:

i_d - входной ток инвертора.

В трехфазном инверторе ток одновременно может протекать по двум или трем шинам в зависимости от способа управления, причем в тяговом режиме ток всегда присутствует в шинах 1,3, в тормозном - в шинах 2,4. Рассмотрим случай, когда ток протекает по шинам 1,2,3. Для этого случая справедливо равенство:

$$i_{11} - i_{21} - i_{31}. \quad (3.91)$$

Подобные соотношения можно записать и для любого момента времени при работе АД в произвольном. Возможны два варианта: либо в одной из трех шин протекает ток, равный сумме токов в двух шинах, либо в каких-либо двух шинах будут протекать равные токи. Из этого следует, что сумма модулей токов во всех шинах равна:

$$\sum_{j=1}^4 X I_i \Pi = 2|I_{ij}|_{\max}. \quad (3.92)$$

Поскольку токи в шинах соответствуют токам в фазах АД, полученное выражение соответствует выпрямленному (полному) значению выходных токов инвертора. Этот вывод справедлив для всех возможных режимов работы инвертора и АД. Для случая наличия тока только в двух шинах этот вывод очевиден. Измерение активного и реактивного токов инвертора требуется для регулирования АД с высоким значением коэффициента мощности в тяговом и в тормозном режимах. В этих режимах (при $\cos \varphi \approx 0,55$) реактивный ток замыкается только между фазами инвертора и через шины 1-4. Для случая, рассмотренного выше, реактивный ток замыкается по шинам 1 и 2:

$$i_1 = i_A + i_p; \quad i_2 = i_p; \quad i_3 = i_A = i_d, \quad (3.93)$$

где i_A, i_p - соответственно активная и реактивная составляющие полного тока:

Запишем выражение для разности сумм модулей токов в "положительных" и в "отрицательных" шинах:

$$\sum_{j=1}^2 \Pi_j - \sum_{j=3}^4 \Pi_j = 2i_p. \quad (3.94)$$

Последнее выражение является знакопеременной функцией. Постоянство знака этой функции достигается с помощью операции выделения ее модуля.

Реактивный ток в нагрузке инвертора равен нулю, когда ток протекает по двум шинам и выполняется условие:

$$\sum_{j=1}^2 \Pi_j = 2 \sum_{j=3}^4 |i_j|, \quad (3.95)$$

Минимальная из сумм модулей токов в "положительных" и "от-

$$\min_{j \in J} \sum_{i \in I} S_{ij} I_{ij} D_{ij} \quad \text{« ПАИ »} \quad I_{ij} \in \mathbb{R}_+ . \quad (3.96)$$

Из изложенного следует:

- сигнал по полному току инвертора формируется как сумма модулей токов во всех шинах:
- сигнал по реактивному току для режимов работы инвертора с высоким коэффициентом мощности формируется как разность суммы модулей сигналов в "положительной" и в "отрицательной" шинах:
- сигнал по активному току для тех же режимов формирует как минимальный из суммы модулей токов в "положительных" и в "отрицательных" шинах.

Реализация устройства измерения требует как минимум двух измерительных органов, каждый из которых измеряет сумму модулей токов в двух гальванически связанных шинах. Так как направление тока в каждой шине однозначно определено схемой инвертора, выделение модуля легко реализуется соответствующим включением измерительного органа. В качестве измерительных органов могут быть использованы как датчики тока компенсационного типа, разработанные фирмой LEM и измеряющие сумму токов в двух шинах, так и получившие в последнее время широкое распространение шунты с устройствами гальванической развязки и усиления (УГР). Поскольку обе шины, к которым должен подключаться измерительный орган, гальванически связаны, представляет интерес использование двух последовательно включенных шунтов с одним УГР, как это показано на рис. 3.10. Погрешности измерения, обусловленные падением напряжения в переходных контактах шунтов, можно исключать посредством шунтов специальной конструкции (с средней точкой). Устройство измерения, структурная схема которого представлена на рис. 3.10, содержит помимо измерительных органов, устройства выборки и хранения - УВХ (переводимые на интервалах коммутации в режим хранения для исключения

составляющих от коммутационных токов), два сумматора, схемы выделения модуля и минимума. Сигнал по полному току C_{Uin}) снимается с первого сумматора, по реактивному току - со второго сумматора с последующим выделением модуля, а по активному (Свходному) току - со схемы выделения минимума. Работа устройства иллюстрируется диаграммой напряжений для тягового режима, представленной на рис.3.11. Следует иметь в виду, что для обеспечения высокой точности измерения узлы коммутации тиристоров инверторного моста необходимо подключать таким образом, чтобы в токах, протекающих по шунтам Ш1-Ш4, не содержались составляющие коммутационных токов. При этом отпадает необходимость в устройствах аналоговой памяти.

5.3.3. Измерение магнитного потока АД.

Для реализации определенного класса САР (см. РАЗДЕЛ 7) ТЭП с АИН и АД необходимо производить измерение модуля первой гармоники вектора магнитного потока в воздушном зазоре АД. Эта задача может быть решена установкой в воздушном зазоре двигателя датчиков ЭДС Холла [207]. Однако использование таких датчиков в тяговых АД транспортных установок нежелательно из-за тяжелых условий эксплуатации. В этой связи представляется целесообразным производить измерение величины магнитного потока с помощью специального измерительного витка, уложенного в пазы статора АД. Габариты, занимаемые измерительным витком в пазу АД, достаточно малы, что не приводит к снижению коэффициента заполнения паза и, соответственно, к снижению использования активных материалов и мощности АД.

Мгновенное значение магнитного потока, связанного с измерительным витком, определяется выражением:

$$- \Phi = \frac{1}{w K_u} \int e(wt) dt, \quad (3.97)$$

где $e(wt)$ - мгновенное значение ЭДС измерительного витка,

w - круговая частота тока статора:

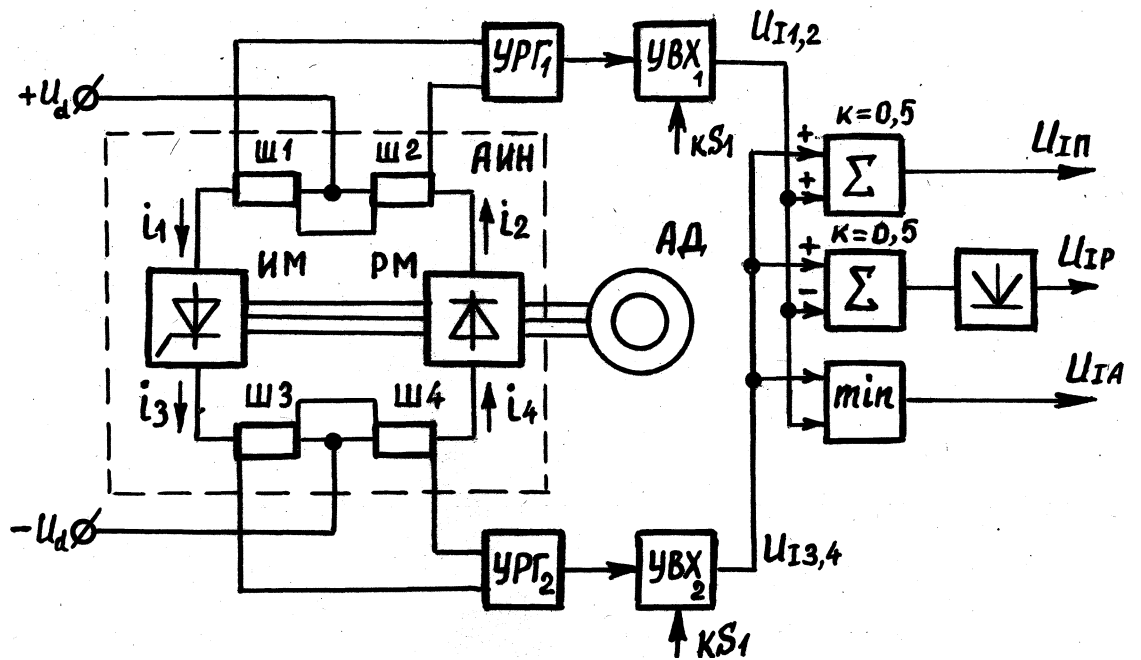


Рис. 3. f 0. Упрощенная схема АИН и структурная схема устройства измерения токов.

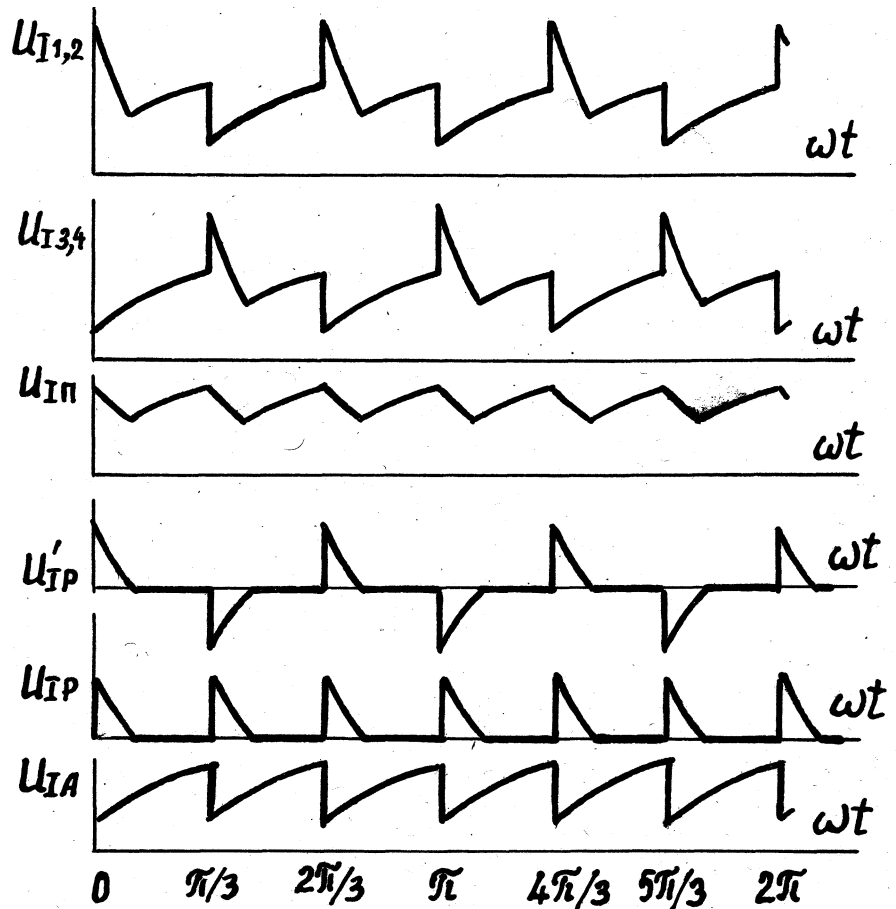


Рис. 3. 11. Диаграммы напряжений в устройстве измерения токов ($\gamma > 0,528$).

K_w - машинная постоянная.

При питании АД несинусоидальным напряжением от преобразователя частоты форма кривой ЭДС измерительного витка будет отличаться от формы фазного напряжения и будет повторять форму внутренней ЭДС АД. Это объясняется тем, что ЭДС измерительного витка определяется рабочим магнитным потоком в воздушном зазоре АД, меньшем величины магнитного потока статорной обмотки на величину потока рассеяния. Поэтому метод измерения магнитного потока путем интегрирования ЭДС измерительной обмотки будет иметь наименьшую погрешность.

Проводится теоретический анализ метода получения аналогового сигнала, пропорционального первой гармонике магнитного потока асинхронной машины на основе непосредственного интегрирования ЭДС измерительного витка и последующего преобразования полученного сигнала. Исследования проведены для случая, когда АД питается от АИН, при допущении, что внутренняя ЭДС асинхронной машины и соответственно ЭДС измерительного витка повторяют форму фазного напряжения. Таким образом, при этом допущении не учитывается влияние падений напряжения в активном сопротивлении и в индуктивном сопротивлении рассеяния статора, а также влияние магнитного потока ротора на форму внутренней ЭДС асинхронной машины, что ведет к некоторому завышению вычисленной методической погрешности измерения магнитного потока за счет ухудшения гармонического состава рассматриваемой кривой ЭДС измерительного витка по сравнению с реальной. Анализ выполнен для общего случая управления инвертором по закону $b_t = \text{const}$ и $b_t \in [51 - 6d)$. В соответствии с принятыми допущениями форма кривой внутренней ЭДС АД имеет вид, показанный на рис. 3.12. На этом же рисунке показана форма кривой магнитного потока, полученная прямым интегрированием сигнала ЭДС, снимаемого с измерительного витка.

Если принять за начало отсчета момент времени, соответствующий прохождению кривой магнитного потока через ноль от отрицательной к положительной полуволне, то в течение каждого полупериода в кривой магнитного потока можно выделить 10 интервалов.

Законы изменения мгновенного значения магнитного потока на интервалах и границы соответствующих интервалов интегрирования приведены в табл. 3.2. Представляют интерес два возможных способа преобразования полученного сигнала магнитного потока в аналоговую форму, позволяющих реализовать конкретные технические устройства:

- запоминание и считывание в течение каждого полупериода амплитудного значения кривой магнитного потока:

- выделение среднего значения кривой магнитного потока по модулю.

Амплитудное значение магнитного потока соответствует его величине в конце четвертого интервала (См. табл. 3.2), оно равно:

$$\Phi_1 = \frac{B_m}{wKw} \left(\frac{7L}{24} + \frac{0d}{4} \right) \quad (3.98)$$

где E_m - амплитудное значение ЭДС измерительного витка.

Среднее значение величины магнитного потока по модулю определяется выражением:

$$\Phi_{cp} = \frac{1}{\pi} \int_0^{\pi} \Phi \sin \omega t \, d\omega t = \frac{E_m}{wKw} \left(\frac{3\pi}{16} + \frac{0d}{12} + \frac{36d}{4\pi} \right) \quad (3.99)$$

Гармонический анализ кривой магнитного потока дает следующие значения амплитудного и среднего значения по модулю первой

$$\Phi_{1a} = \frac{3}{\pi} \frac{E_m}{wKw} \sqrt{a_1^2 + b_1^2} \quad (3.100)$$

$$\Phi_{1cp} = \frac{E_m}{wKw} \sqrt{a_1^2 + b_1^2} \quad (3.101)$$

Таблица 3.2

Функции изменения мгновенных значений магнитного потока $\Phi - f(\omega t)$ на интервалах интегрирования, где $A - E_{0L}/C_{\omega K}^W$

Номер интервала	Границы интервалов интегрирования	Мгновенные значения магнитного потока
1	$[0:(L/12 + 06/2)]_3$	$A \omega t$
2	$[E_{CЯ}/12 + 06/2):(L/12 + 30c/2)]_3$	$A [\omega t/2 \diamond C_{Л}/24 + 06/4]_3$
3	$[C_{Л}/12 + 306/2):(3L/12 + 06/2)]_3$	$A [3\omega t/4 + (Я/48 - 06/8)]_3$
4	$[(3L/12 + 06/2): C_{5Л}/12 + 06/2)]_3$	$A C_{\omega t}/2 + Л/123$
5	$[(5Л/12 + 06/2): C_{5Л}/12 + 306/2)]_3$	$A [- \omega t/2 + C_{Я}/2 + 06/2)]_3$
6	$[(5Я/12 + 306/2):(7Л/12 + 06/2)]_3$	$A C_{7Л}/24 - 06/4)$
7	$[(7Л/12 + 06/2):(9Л/12 + 06/2)]_3$	$A [- \omega t/2 + 7Л/123$
8	$[(9Л/12 + 06/2):(9Л/12 + 306/2)]_3$	$A [- \omega t + (23Л/24 + 06/4)]_3$
9	$[(9Л/12 + 306/2):(ИЛ/12 + 06/2)]_3$	$A [- 3\omega t/4 + C_{37Л}/48 - 96/8)]_1$
10	$[(ИЛ/12 + 06/2): ЛЗ$	$A [- \omega t + ЛЗ$

$$\text{где } a_1 = C_1 - \cos 8d) \cos C \left(\frac{5}{12} \Pi + \frac{9d}{2} \right),$$

$$b_1 = \sin C \left(\frac{5}{12} \Pi + \frac{0d}{2} \right) + \frac{2}{3} C_1 + \cos \left(\frac{Я}{12} \right) \sin 8d \cos C \left(\frac{5}{12} Я + \frac{0d}{2} \right).$$

Тогда методические погрешности преобразования в аналоговый сигнал величины магнитного потока по первому и второму способам определяются соответственно выражениями:

$$S_a = \frac{\Phi_{1Л}}{<M} - 1, \tag{С 3.102)}$$

$$S_{ep} = \frac{\Phi_{1cp}}{\Phi_{ep}} - 1. \tag{С 3.103)}$$

Рассчитанные по С 3.102) и С3.103) кривые методической погрешности преобразования сигнала магнитного потока в аналоговую форму показаны на рис.3.13. Анализ этих кривых показывает, что оба способа преобразования практически равноценны и методические погрешности измерений не превышают ± 5%. Реальная кривая магнитного потока в воздушном зазоре АД по сравнению с расчетной, приведенной на рис. 3.12, ближе к синусоиде. Поэтому действительная величина методической погрешности измерения магнитного потока будет меньше расчетной.

Для практической реализации принят (Скак более простой) вариант преобразования сигнала магнитного потока по его среднему значению. Сигнал ЭДС измерительного витка интегрируется и преобразуется в переменное напряжение, пропорциональное магнитному потоку асинхронной машины. Затем это переменное напряжение выпрямляется с помощью прецизионного двухполупериодного выпрямителя на ОУ. Затем полученное напряжение фильтруется с помощью активного Филтра компенсационного типа. Такое устройство было изготовлено и использовано в САР тепловоза ТЭ120 с асинхронным тяговым электро-

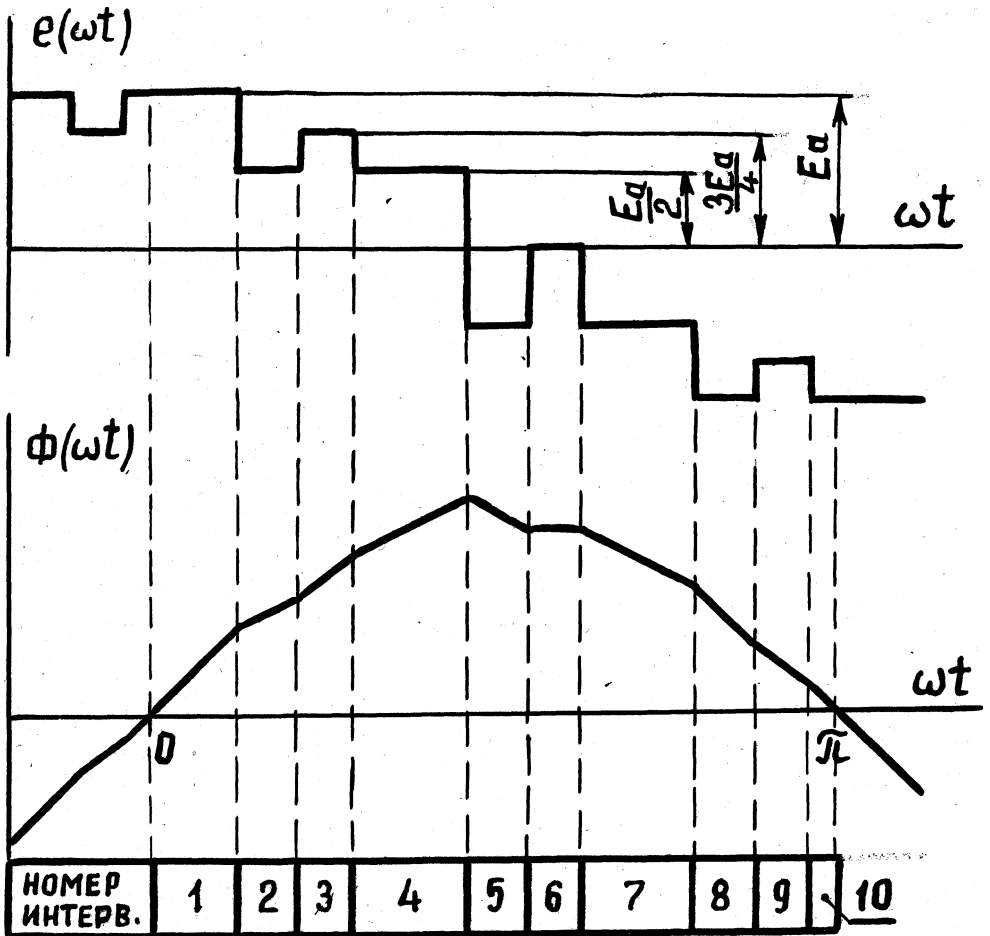


Рис. 3Л2.. Мгновенные значения внутренней ЭДС и магнитного потока асинхронной машины.

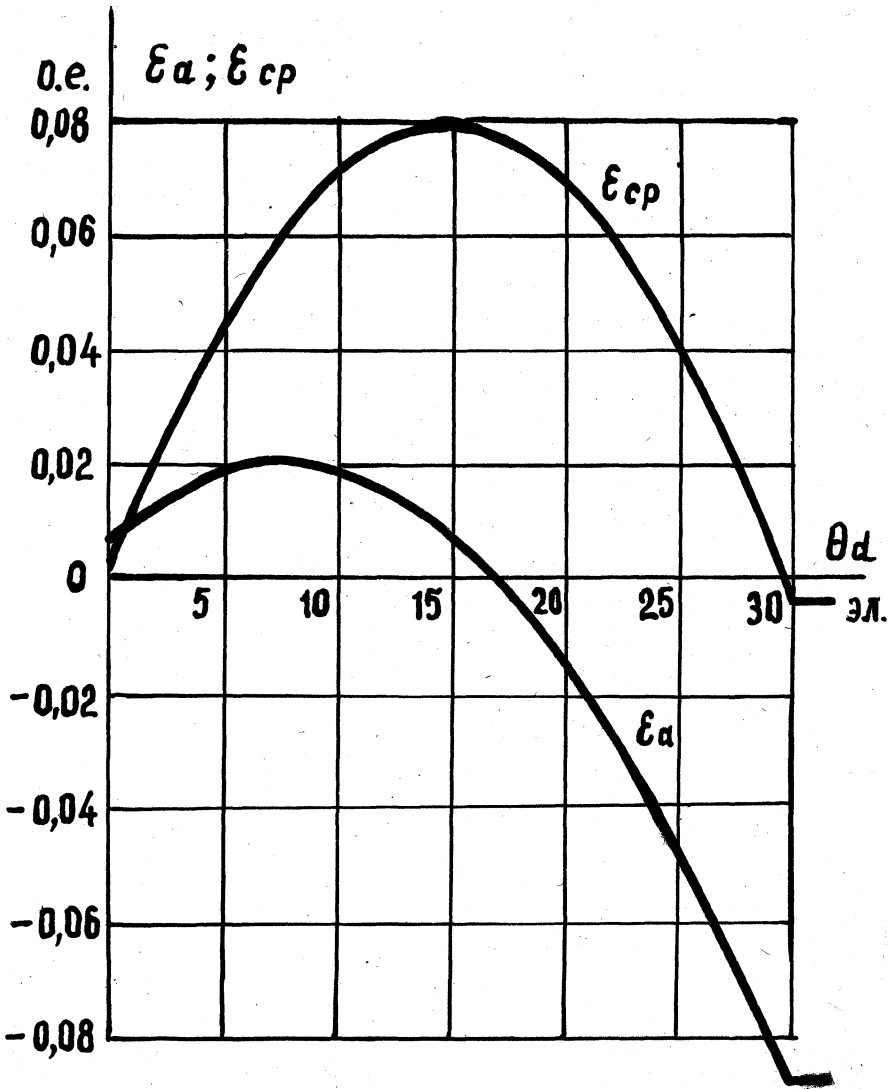


Рис.3»13. Кривив методической погрешности преобразования первой гармоник» ибгнижго потока в' аналогови# сигнал. <

3.6 Результаты экспериментальных исследований асинхронного тягового электропривода на макетном тепловозе ТЭ120

3.6.1. Общая характеристика макетного тепловоза ТЭ120.

В 1975 г. Луганским ПО "Тепловозостроения" совместно с НПО "Электротяжмаш" (Харьков) и ТЭЗ им. Калинина (Таллинн) построен макетный образец тепловоза ТЭ120 секционной мощностью 2942 кВт (4000 л.с.) с асинхронным тяговым электроприводом. Тепловоз был создан для экспериментальных исследований и изучения специфических особенностей новой электропередачи с трехфазными асинхронными тяговыми электродвигателями и преобразователями частоты выпрямительно-инверторного типа в стационарных режимах и в условиях эксплуатации в поездных режимах на путях МПС. Технические данные тепловоза ТЭ120 приведены в [190].

Макетный тепловоз ТЭ120 создан на базе тепловоза ТЭ109 с конструктивными изменениями, связанными с применением электропередачи переменного тока. Электрическая передача и тяговое электрооборудование разрабатывались в НИИ "Электротяжмаш" при непосредственном участии автора [99,101,145,190].

Меньшая масса электродвигателей (суммарный вес тяговых АД и питающих их АИН тепловоза ТЭ120 оказался на 3300 кг меньше веса ТЭД постоянного тока типа ЭД126 одной секции тепловоза 2ТЭ121 той же мощности) позволяет повысить секционную мощность тепловоза без существенного повышения нагрузок от осей на рельсы.

Структурная схема электропередачи макетного образца тепловоза ТЭ120 приведена на рис.3.14. Дизель приводит во вращение тяговый агрегат, объединяющий в одном корпусе два синхронных генератора: тяговый генератор СГ1 и вспомогательный генератор СГ2. Вспомогательный генератор предназначен для питания потребителей собственных нужд тепловоза: АД привода вентиляторов холодильника ди-

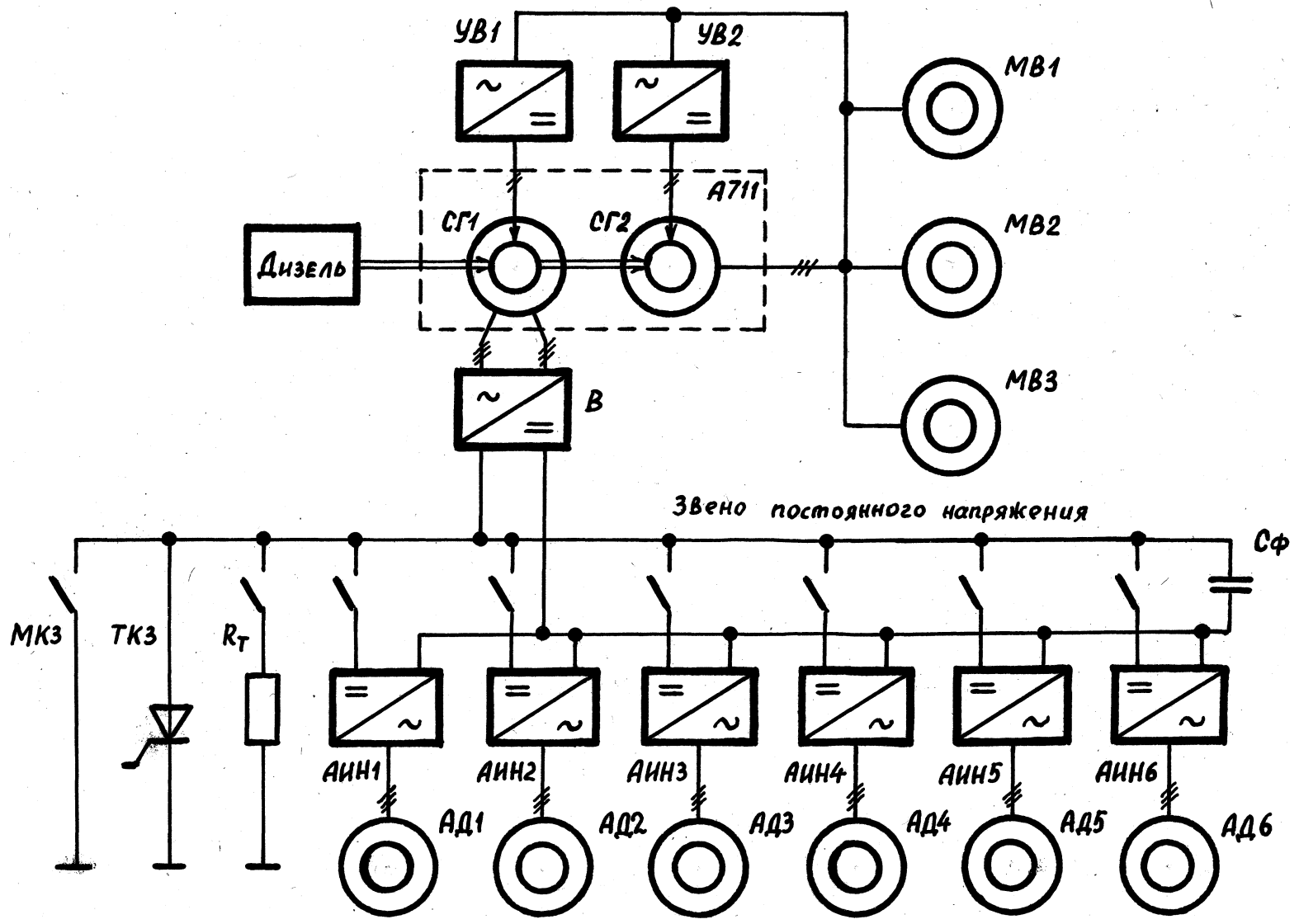


Рис.3.14 - Структурная схема электропередачи макетного образца тепловоза ТЭ120.

зеля, вентиляторов тяговых АД передней и задней тележек, вентилятора преобразовательной установки, а также для питания цепей подзаряда контура коммутации АИН и питания через тиристорные выпрямители УВ1 и УВ2 обмоток возбуждения генераторов СП и СГ2.

Тяговый генератор СП через общую выпрямительную установку В и шесть шкафов АИН питает шесть тяговых АД. Такая схема питания тяговых АД, при которой каждый из них подключен к индивидуальному инвертору, позволила в условиях поездной работы провести экспериментальные исследования и сравнить режимы работы ТЭП при раздельном и синхронном (при различных углах сдвига АИН друг относительно друга по углу коммутации) управлении частотой питания АД. При работе с неполным числом тяговых АД неработающие блоки АИ-АД могут быть отключены. В режиме торможения тормозные резисторы подключаются к общим шинам звена постоянного напряжения.

Регулирование скорости и тягового усилия тепловоза в режиме тяги производится изменением напряжения на выходе В путем задания требуемого возбуждения тягового генератора СП и изменением частоты выходного напряжения тяговых инверторов. Применение для автономных локомотивов инверторов с внешним (Самплитудным) регулированием напряжения значительно упрощает силовую схему электропередачи и снижает требования к преобразователю частоты в части узла коммутации и системы управления, что предопределяет при прочих равных условиях (например, по сравнению с ШИМ-инверторами) возможность изготовления преобразователя частоты с минимальными габаритами и массой, а также с более высокими показателями надежности.

Регулирование тормозного усилия осуществляется переводом тяговых АД в генераторный режим с гашением энергии торможения в общем для всех каналов АИН-АД блоке тормозных резисторов. Тяговые АД работают при этом в режиме самовозбуждения, а тяговый генератор работает в режиме слежения за напряжением на тормозном резисторе.

В нормальных условиях торможения генератор отключен от звена постоянного напряжения выпрямительной установкой, вентили которой смещены в обратном направлении разностным напряжением между напряжением на тормозном резисторе и мгновенными значениями линейных напряжений тягового генератора. Генератор СГ1 подключается выпрямителем к звену постоянного напряжения только для начального подвозбуждения при включении электрического тормоза в работу и для обеспечения устойчивости торможения в случае каких-либо отклонений от нормального режима.

3.6.2. Методика настройки и испытаний тепловозной электропередачи с АИН и АД.

Применение на автономных локомотивах систем тягового электропривода с асинхронными электродвигателями и статическими преобразователями частоты потребовало разработки новых методов их настройки и испытаний. При этом основное внимание было обращено не только на упрощение процедуры самой настройки, но и на максимальное сокращение (а то и вовсе исключение) времени реостатных испытаний. Эти требования были учтены и при создании соответствующей аппаратуры управления и регулирования электропередачи.

К наладочным испытаниям тяговой электропередачи приступают после того, как выполнена настройка системы самовозбуждения генератора собственных нужд и тиристорной схемы возбуждения главного СГ. Так как на тепловозе ТЭ120 принята двухконтурная система автоматического регулирования электропередачи (см. РАЗДЕЛ 7), в которой контура регулирования возбуждения генераторно-выпрямительной установки и частоты выходного напряжения автономных инверторов напряжения разделены, в первую очередь осуществляется настройка контура регулирования возбуждения тягового СГ. Эта настройка производится в три этапа. При этом дизель работает, а электропередача отключена. На первом этапе (режим короткого замыкания системы

СГ-В), проводится проверка характеристик датчиков тока при ручном управлении возбуждением тягового СГ. При этом звено постоянного напряжения замкнуто накоротко механическим короткозамыкателем. Если характеристики датчиков тока настроены правильно, замыкается система автоматического регулирования возбуждения СГ и проверяется настройка участка ограничения тока системы СГ-В на селективных характеристиках по позициям контроллера машиниста.

На втором этапе (режим холостого хода системы СГ-В) производится отключение механического короткозамыкателя. Отключатели моторов также должны быть отключены для того, чтобы на тяговые инверторы не подавалось напряжение питания. При ручном управлении возбуждением СГ проверяется настройка характеристики датчика, измерявшего напряжение в звене постоянного напряжения.

На третьем этапе, также в режиме холостого хода, проводится проверка настройки селективной характеристики системы СГ-В. Регулятор возбуждения, входящий в состав комплектного устройства автоматики тепловоза [96,103) настроен ранее по сигналам, имитирующим реальные сигналы датчиков обратной связи по току и напряжению на специализированном исследовательском комплексе [89). Проверка селективной характеристики производится подачей на вход регулятора возбуждения сигнала от постороннего источника регулируемого напряжения, имитирующего сигнал обратной связи по току. На другой вход регулятора возбуждения подается сигнал обратной связи по напряжению в звене постоянного напряжения. При изменении входного сигнала, имитирующего ток выпрямительной установки, регулятор возбуждения осуществляет работу силовой установки тепловоза по селективной характеристике. Одновременно снимаются селективные характеристики СГ-В при работе дизеля на промежуточных позициях. Таким образом, весь процесс настройки селективных характеристик осуществляется без подключения тепловоза к нагрузочному реостату.

Окончательная проверка настройки электропередачи при работе блока СГ-В по селективным и внешним характеристикам осуществляется при его нагрузке на тормозной резистор, который подключается к звену постоянного напряжения штатным групповым контактором. Процедура безреостатной настройки селективных характеристик электропередачи тепловоза стала возможной после введения в состав комплектного устройства автоматики переключателя режимов и органов ручного управления и имитации сигналов обратной связи по току.

Проверка работы силовых преобразователей, в частности АИН, на тепловозе производится в двух режимах: в режиме короткого замыкания (короткое замыкание с помощью перемычек на выходных клеммах АИН) и в режиме холостого хода (при отключении тяговых АД от выходных клемм АИН).

В первом случае осуществляется проверка коммутационной способности преобразователя в диапазоне выходных частот от пускового значения до частоты, соответствующей продолжительному режиму. В этом режиме снимаются зависимости потерь короткого замыкания от частоты и от тока нагрузки. Во втором режиме (режим холостого хода) на АИН подается максимальное напряжение, соответствующее напряжению ограничения системы СГ-В (задается автоматически при работе регулятора возбуждения) при работе дизеля на последней позиции контроллера машиниста. В этом режиме АИН работают в диапазоне выходных частот, вплоть до максимальной. При этом снимаются характеристики потерь холостого хода АИН от выходной частоты.

Предстартовая поочередная проверка всех АИН на тепловозе производится при подключении соответствующего тягового блока АИН-АД к звену постоянного напряжения (включением соответствующих отключателей моторов). Нагрузка АИН осуществляется на заторможенный АД при максимальной выходной частоте. Режим работы тягового блока АИН-АД устанавливается при этом автоматически регулятором

возбуждения. Выходная частота инвертора задается в режиме ручного управления.

Настройка канала регулирования частоты осуществляется при отключенных блоках АИН-АД. В контур регулирования частоты вместо сигнала по ЭДС Сизмерительный виток, вложенный в пазы статора АД) подается эквивалентный сигнал с имитатора, представляющего собой физическую модель АИН, на вход которой подается сигнал, пропорциональный напряжению в звене постоянного напряжения. Форма напряжения на выходе имитатора соответствует форме выходного напряжения АИН. Регулятор частоты вырабатывает сигнал управления встроенным в имитатор линейным преобразователем "напряжение-частота", который управляет темпом переключения управляемых ключей физической модели АИН. Таким образом, настройка канала регулирования частоты выполняется автономно и может быть осуществлена вообще без включения силовой схемы тепловоза.

Указанная методика была опробирована и отработана в процессе заводских наладочных и междуведомственных испытаний макетного тепловоза ТЭ120. Испытания показали ее эффективность и полноту.

3.6.3. Результаты экспериментальных исследований электропередачи с трехфазными электродвигателями.

Экспериментальные исследования новой тяговой электропередачи с АИН и АД на тепловозе ТЭ120 проведены с целью определения ее работоспособности, изучения специфики работы асинхронного тягового электропривода большой мощности и его основных элементов, снятия тяговых и энергетических характеристик тепловоза. Экспериментальные исследования макетного тепловоза проводились на реостатной станции ПО "Тепловозостроения" (г. Луганск) и на участке ст. Кондрашевская Новая - Старобельск Донецкой железной дороги.

На первом этапе проводились испытания системы энергоснабжения с самовозбуждением генератора энергоснабжения и тиристорной

системы возбуждения тягового СГ. Статическая характеристика генератора энергоснабжения, снятая в замкнутой системе автоматического регулирования с погрешностью не более 1,5% поддерживает в диапазоне частот от 35 Гц (1 позиция КМ) до 71 Гц С12 позиция КМ) фазное напряжение генератора энергоснабжения пропорционально частоте по заданному закону $(\text{Цф/Г}) = 3,25 \text{ В/Гц}$, а при частотах выше 71 Гц – по закону $\text{Пф} \gg 230 \text{ В} = \text{const}$. Формирование такой характеристики синхронного генератора энергоснабжения было вызвано необходимостью питания от него источников подзаряда узлов коммутации АИН. Динамическая устойчивость системы энергоснабжения обеспечивается без введения специальных корректирующих связей [93,941].

За счет применения в схеме регулятора возбуждения аналоговых перемножителей сигналов и включения в его состав ПИ-регулятора, селективные характеристики системы СГ-В поддерживаются с высокой точностью на всех позициях КМ. Внешние и селективные характеристики укладываются в поле допусков. Исключение составляет лишь участок ограничения тока. Это вызвано вынужденным отказом от регулирования электропередачи по сигналу полного тока, что было необходимо для повышения коммутационной способности узлов гашения главных тиристоров АИН. Поэтому пусковая тяга тепловоза получена ниже заданного значения 35 тс, что соответствовало новому расчетному значению. При имитации регулирования электропередачи по полному току тяговых АД получено заданное значение пусковой тяги.

При превышении пускового значения тока на 7% С750А по входу одного инвертора) реализована пусковая тяга 8,2 тс на один тяговый электродвигатель. Это соответствует реализации коэффициента сцепления при пуске 0,387. Измерение тягового усилия тепловоза производилось при натяжении заторможенного поезда с помощью тарированного тензодатчика, установленного на автосцепке.

В процессе тягово-энергетических испытаний на различных по-

зициях КМ были сняты тяговые характеристики тепловоза. Экспериментальная тяговая характеристика при работе дизеля в предельном режиме Сна последней позиции КМ) соответствует расчетной. КПД тепловоза в диапазоне скоростей от 35 км/ч до 100 км/ч получен равным 0,29, что соответствует КПД тяговой электропередачи 0,835 _____ 0,85. Нижнее значение КПД относится к точке продолжительного режима и соответствует расчетному значению. В процессе тяговых испытаний реализовано расчетное тяговое усилие продолжительного режима 26 тс, коэффициент тяги в этом режиме составил 0,2. В опытных поездках получена максимальная скорость тепловоза 118 км/ч и подтверждена работа канала ограничения скорости. За время тягово-энергетических испытаний тепловоз ТЭ120 совершил пробег 5240 км с грузовыми поездами. Максимальная масса поездов составила 5100 т.

Для наглядности на рис.3.16 приведена осциллограмма электромеханических переходных процессов в тяговой электропередаче при трогании тепловоза ТЭ120 с грузовым поездом 4300 т (186 осей). В режиме трогания тепловоза на первой позиции КМ ток и напряжение в звене постоянного напряжения соответственно равны 1050 А и 52 В, начальное скольжение установлено равным 0,3 Гц, пусковое тяговое усилие равно 13,3 тс.

Позднее были проведены испытания тепловоза ТЭ120 в режиме электрического торможения. Устойчиво реализована расчетная тормозная мощность электропередачи при работе всех тяговых блоков АИН - АД, равная 1800 кВт.

При проведении тягово-энергетических испытаний была установлена повышенная склонность тепловоза ТЭ120 к боксованию в диапазоне скоростей С15-30) км/ч. В этой связи были проведены дополнительные исследования, направленные на повышение противобоксовочных свойств тепловоза. С аналогичными проблемами столкнулись электровозники при тяговых испытаниях опытного электровоза Вл 80^а

№741 [56]. В процессе тягово-энергетических испытаний была разработана и установлена на тепловозе ТЭ120 эффективная схема защиты от боксования, реагирующая на ускорение оси, теряющей сцепление. Повышенным быстродействием и чувствительностью обладает схема защиты от боксования по второму варианту, реагирующая на возникновение колебаний тока на входе АИН, питающего тяговый АД, в момент, предшествующий боксованию. Колебания тока возникают при переходе оси, работающей на пределе сцепления, в режим крипа. Это наглядно подтверждается осциллограммами режима движения тепловоза ТЭ120 с поездом массой 4300т при возникновении боксования после перехода на 11-ю позицию КМ Ссм. рис. 3.17). Следует отметить, что на тепловозе ТЭ120 принято общее регулирование частоты всех АД и индивидуального боксования отдельных колесных пар не происходит. Возможно возникновение только синхронного боксования всех колесо-моторных блоков локомотива.

»

В процессе исследовательских испытаний большое внимание было уделено исследованию режимов совместной работы АИН и АД, в частности, исследованию предложенного автором закона управления главными тиристорами инвертора $0_t = 5Л7/6$ [75]. На рис. 3.18 приведена осциллограмма фазного тока заторможенного тягового АД при питании его от АИН с законом управления $0_t - 5Л/6$ при токе, соответствующем току продолжительного режима. На тепловозе были включены тяговые блоки АИН-АД соответственно первой, четвертой и шестой осей. Среднее значение тягового усилия на автосцепке тепловоза при трех работающих тяговых двигателях составило 12,9 тс. Разложение экспериментальной кривой фазного тока (частота пускового тока 0,46 Гц) в гармонический ряд дает следующие значения содержания гармоник в общем действующем значении тока: $11/1 \text{ ф} = 0,98659$; $I5/I\text{ф} = 0,05362$;

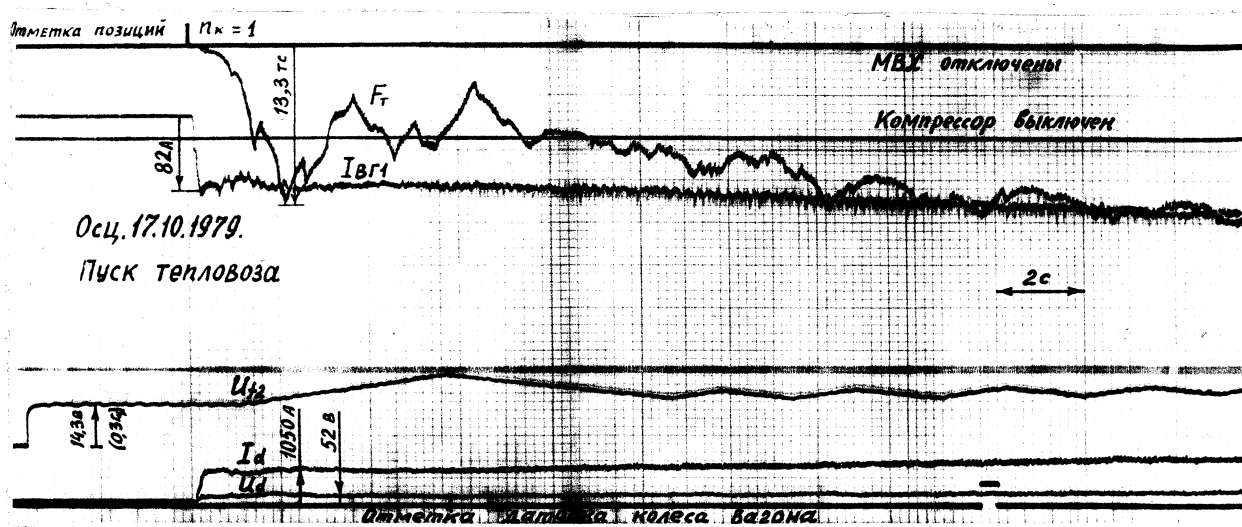


Рис.3.16 Режим трогания тепловоза ТЭ120 с поездом 4300 т.

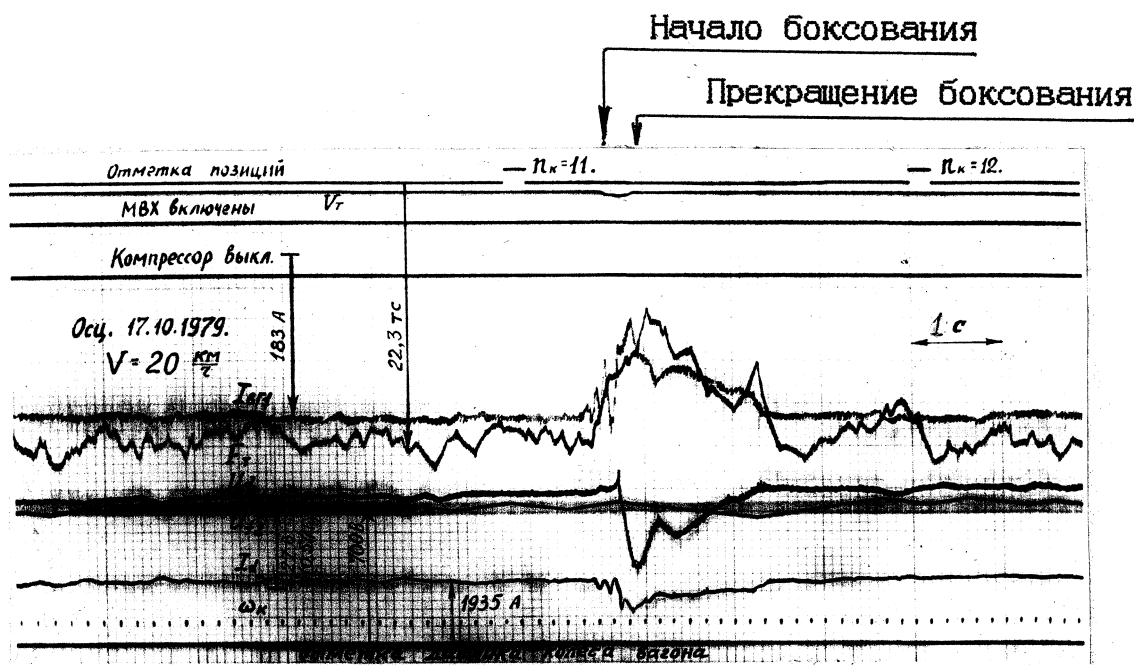


Рис.3.17 Режим движения тепловоза ТЭ120 с поездом 4300 т.

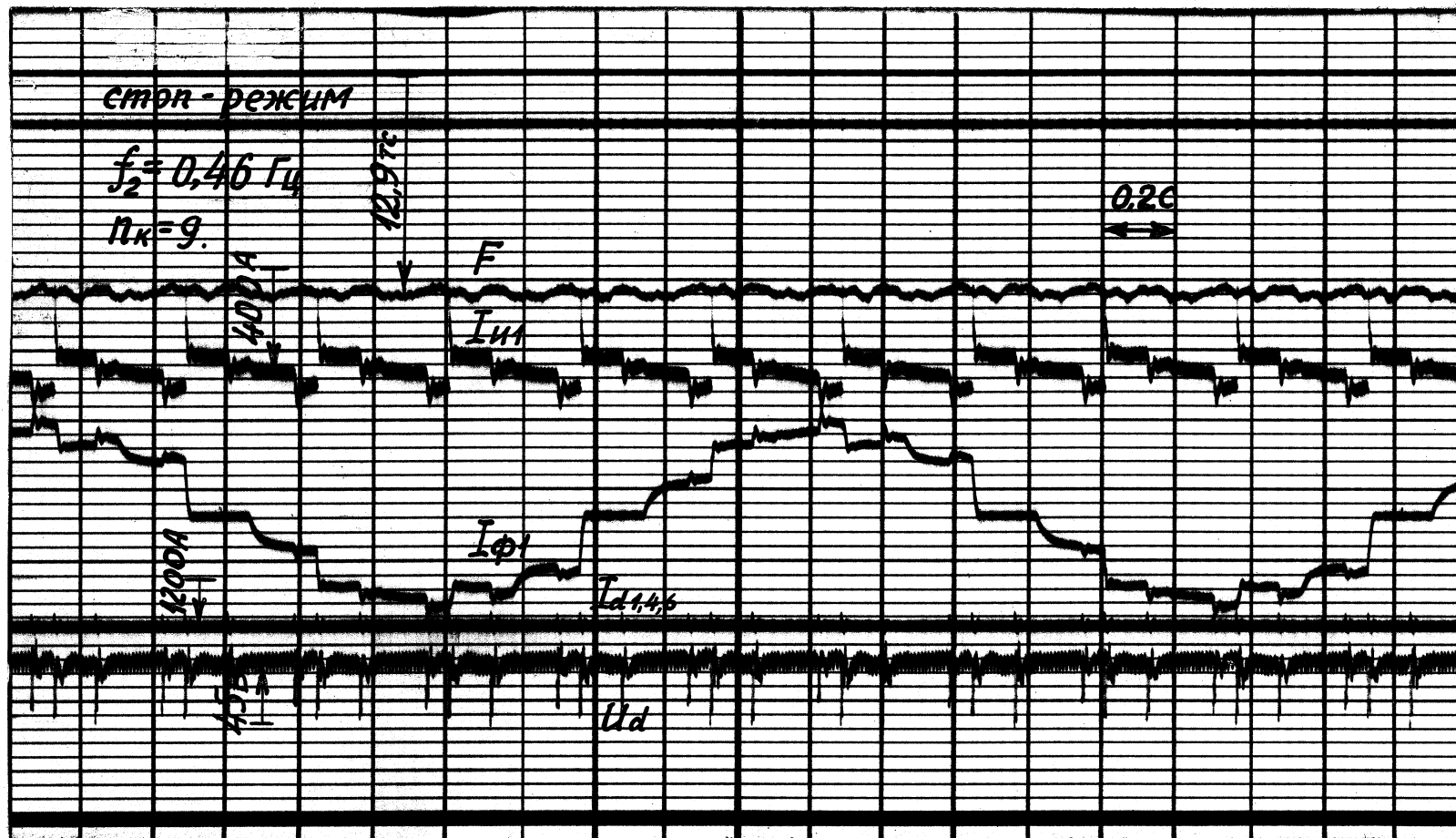


Рис.3.18 Осциллограмма Фазного тока тягового АД при законе управления АИН $0 = 5\pi/6$ в режиме натяжения заторможенного поезда $C_n=3$, $I_d=1200$ А, $F_T=126,5$ кН, $f_2=0,46$ Гц).

Коэффициент гармоник составил: $K_g = 0,16322$.

При гармоническом анализе реальная кривая фазного тока тягового асинхронного электродвигателя заменялась табличной моделью, а для аппроксимации табличной модели использовался усеченный тригонометрический ряд (ряд Фурье). Вычисление среднего по модулю и действующего значений фазного тока АД осуществлялось методом численного интегрирования той же табличной модели по формуле парабол.

При частоте питающего напряжения 0,46 Гц измеренная пульсация крутящего момента тягового двигателя ЭД900 при токе, равном току продолжительного режима, не превысила 6%. При законе управления АИН $\beta_t = \pi$ в аналогичном режиме пульсация крутящего момента АД составляет 18%. Эти результаты испытаний асинхронного ТЭП также подтверждают целесообразность применения на автономных локомотивах АИН в режиме управления с фиксированным углом $\theta_t = 5\pi/6$.

Большое внимание при исследовании особенностей асинхронного тягового электропривода на тепловозе ТЭ120 было уделено обработке защит тяговых блоков СТ-В и АИН-АД. Основные результаты этих исследований изложены в РАЗДЕЛАХ 5 и 6.

Таким образом, на макетном тепловозе ТЭ120 подтверждены все расчетные параметры электропередачи с АИН и АД, а также получены уникальные экспериментальные данные о режимах ее работы в стационарных, нестационарных и аварийных режимах. Результаты теоретических и экспериментальных исследований позволили сделать вывод о перспективности и целесообразности применения асинхронного электропривода на транспортных установках.

Выводы по РАЗДЕЛУ 3

Выполнен теоретический анализ граничного режима работы асинхронного ТЭП по условию статической устойчивости приме-

нительно к автономному локомотиву. Установлена зависимость границы статической устойчивости от вида экономической характеристики дизеля при работе локомотива в режимах неполной мощности. Получены расчетные соотношения, , показывающие зависимость границы устойчивой работы ТЭП от вида экономической характеристики дизеля и параметров механической передачи локомотива.

Исследованы условия полной компенсации "избыточной" реактивной энергии в многодвигательном инверторном ТЭП автономного локомотива с общим источником питания, не обладающим обратной проводимостью. Показано, что наиболее эффективным методом полной компенсации реактивной энергии нагрузки является синхронное управление всеми тяговыми блоками АИН-АД с равномерным фиксированным сдвигом между ними на интервале коммутации одиночного инвертора и установлены границы, в пределах которых это осуществляется.

Разработан обобщенный метод расчета фазных токов в системе АИН-АД для произвольного закона амплитудного управления главными тиристорами инвертора 2Д/3 0т Л, базирующийся на известном методе двух составляющих для случая 0т = Л. Получены аналитические выражения для расчета мгновенных значений фазного тока АД, позволяющие с высокой точностью рассчитывать средние, действующие и пиковые значения токов на границах интервалов, в том числе и их предкоммутационные и предаварийные значения.

Рассмотрены возможные варианты схем автономных инверторов напряжения. Показано, что с точки зрения повышения надежности локомотива в автономном тяговом электроприводе целесообразно использовать АИН с амплитудным регулированием напряжения, а с точки зрения получения их наименьших массо-габаритных показателей на современном этапе рекомендовано применять инверторы, выполненные на базе однооперационных тиристоров среднего быстродействия с однополярной С-коммутацией и двухоперационными тиристорами в кон-

турах коммутации.

На основе результатов теоретического анализа электромагнитных процессов в системе АИН-АД и экспериментальных исследований предложены методы формирования сигналов обратной связи по току и магнитному потоку АД, выполнена оценка их методической погрешности. Разработаны датчики обратных связей, которые нашли применение в электропередаче макетного тепловоза.

Основные результаты теоретических и экспериментальных исследований, выполненных автором, были использованы при создании макетного тепловоза ТЭ120 секционной мощностью 4000 л. с. с асинхронным тяговым электроприводом. Испытания этого тепловоза на путях МПС подтвердили все его основные расчетные параметры и показали перспективность широкого внедрения в практику систем асинхронного тягового электропривода.

РАЗДЕЛ 4

ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ ДВУХФАЗНЫХ АСИНХРОННЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ В ТЯГОВОМ ЭЛЕКТРОПРИВОДЕ ТЕПЛОВОЗОВ

4.1 Анализ временных гармоник магнитного поля в воздушном зазоре многофазных асинхронных машин

В настоящее время все более широкое распространение на магистральном и городском электрическом транспорте получают различные системы тягового электропривода с бесколлекторными двигателями переменного тока. Разработка и освоение промышленного производства нового типа силовых электронных приборов - запираемых тиристоров и IGBT транзисторов, позволяют отдать предпочтение асинхронному тяговому электроприводу, выполняемому на базе автономных инверторов напряжения с регулируемым или нерегулируемым напряжением в промежуточном контуре постоянного напряжения. Тяговый электропривод такого типа совместим практически с любыми типами источников электроэнергии (контактная сеть постоянного или переменного тока, автономные источники электроэнергии, например, дизель-генераторы, аккумуляторы). При этом регулирование напряжения на тяговом асинхронном электродвигателе производится либо в звене постоянного напряжения, либо автономным инвертором напряжения методами широтно-импульсной модуляции. Регулирование частоты осуществляется изменением темпа переключения тиристоров.

Следует отметить, что в инверторном электроприводе повсеместное распространение получил традиционный трехфазный асинхронный электродвигатель с короткозамкнутым ротором. При этом усилия разработчиков были направлены, в основном, на отработку схемотехники и режимов работы преобразователей частоты при их совместной рабо-

рукции трехфазного электродвигателя с целью снижения влияния высших гармоник тока, вызванных несинусоидальностью питающих напряжений, на решение вопросов электромагнитной совместимости преобразователя и двигателя во всем поле рабочих режимов, на совершенствование методов управления.

Успешное решение ряда перечисленных проблем позволило довести асинхронный тяговый электропривод до практической реализации. В западной Европе, США, Канаде, Японии сегодня эксплуатируются десятки тысяч локомотивов различного назначения и мощности (электровозы, тепловозы, дизель-поезда мощностью от 500 до 6000 кВт) с асинхронным ТЭП. Общими элементами этих ТЭП являются: нерегулируемый контур постоянного напряжения, содержащий С-фильтр, трехфазный АИН, фильтр высших гармоник и тяговые АД. Фильтр высших гармоник служит для обеспечения условий электромагнитной совместимости тягового блока АИН-АД при пуске и разгоне локомотива при работе АИН в режиме ШИМ, и способствует снижению амплитуд высших гармоник тока. Когда напряжение питания АД достигает номинального значения импульсная модуляция напряжения прекращается, форма фазных напряжений становится обычной, как для нерегулируемого трехфазного инвертора напряжения с законом коммутации $b_T = Y$. При этом восстанавливаются нормальные условия электромагнитной совместимости инвертора и асинхронного электродвигателя и необходимость в фильтре высших гармоник отпадает. Поэтому по окончании процесса разгона локомотива для снижения потерь в тяговой электропередаче реакторы фильтра внешних гармоник закорачиваются силовыми контакторами, специально включенных для этой цели в силовую схему электропривода [192].

Нарушение условий электромагнитной совместимости трехфазного инвертора напряжения в режиме импульсной модуляции и трехфазного асинхронного электродвигателя вызвана наличием сильной магнитной

связи между фазами трехфазного двигателя и соответствующей перекачкой энергии из фазы в фазу при глубоких многократных провалах напряжения в течение каждого полупериода выходного напряжения. Это может приводить к многократному в течение каждого полупериода выходного напряжения инвертора реверсированию фазного тока, значительному искажению формы магнитного поля и повышению требуемой мощности на возбуждение асинхронной машины. Частота пульсаций фазного тока двигателя, определяемая кратностью K_f частоты коммутаций в инверторе в режиме ШИМ, определяют порядок той из высших гармонических тока статора, которая имеет наибольшую амплитуду и которая оказывает наибольшее влияние на характер совместной работы АД и АИН. Если учесть, что скольжение этой гармонической в поле основной гармоники асинхронного двигателя близко к единице, то эквивалентное сопротивление асинхронного электродвигателя для этой гармоники S да и для всех высших гармоник тока) мало и приближается к эквивалентному сопротивлению заторможенного электродвигателя. Этими причинами вызвана необходимость включения в фазы между АИН и АД в трехфазном исполнении значительного по величине ограничительного реактора (фильтра высших гармоник). Например, на электровозе Е-120 с тяговым электроприводом фирмы АВВ в цепь статора каждого асинхронного тягового электродвигателя включен трехфазный реактор массой более 200 кг (масса самого АД составляет 1900 кг). В приводах малой и средней мощности для исключения фильтра высших гармоник, как отдельного аппарата, тяговый электродвигатель выполняют с повышенной индуктивностью рассеяния. Так изготовлены тяговые электродвигатели типа ВА2и 5369/4 дизель-поезда серии 610 железных дорог ФРГ [203, 204].

Условием электрического равновесия асинхронной машины с симметричной m -фазной обмоткой на статоре (где $m = 2$), питаемой напряжением несинусоидальной формы от АИН, является совпадение форм

приложенного к фазе АД напряжения и суммарной ЭДС в данной фазе от действия всех фазных обмоток. Это условие всегда выполняется в асинхронной машине с нечетным числом фаз $S_{т} = 3, 5, 7 -)$ при питании ее от А14Н с амплитудным регулированием напряжения независимо от угла проводимости главных тиристоров $S_{бт} = Л, 5Я/6, 2Л/3)$ и нарушается при работе инвертора в режиме импульсной модуляции $СКf > > 1)$.

В двухфазной асинхронной машине, оси фазных обмоток которой взаимно перпендикулярны, условия электрического равновесия и, соответственно, условия электромагнитной совместимости с преобразователем частоты выполняются при любой форме приложенного напряжения вследствие того, что все временные гармоники напряжений в сопряженной фазе равны нулю.

В этой связи представляется целесообразным проведение более подробных теоретических и экспериментальных исследований инверторного электропривода с двухфазными асинхронными электродвигателями и сопоставление его с традиционным трехфазным электроприводом.

Рассмотрим результирующее поле в зазоре асинхронной машины, созданное трехфазной обмоткой, питаемой напряжением периодической ступенчатой формы. Для упрощения анализа принято, что обмотка машины равномерно распределена $C q)$ и ИДС данной временной гармоники не содержит пространственных гармонических. Учитывая то обстоятельство, что высшие пространственные гармоники бегущего поля, созданные синусоидальным напряжением $\backslash)$ -го временного порядка не наводят в обмотках статора высших временных гармонических ЭДС. Такое допущение целиком правомерно и для обмоток с любым конечным значением q .

Каждая $-я$ гармоническая напряжения создает в пространстве МДСч) $-го$ временного порядка, обобщающий вектор которой F_r движется вдоль расточки статора со скоростью:

$$\frac{da}{dt} = \omega, \quad (4.1)$$

где ω - угловая скорость первой гармонической МДС.

Запишем уравнение МДС фаз трехфазной распределенной обмотки с учетом принятого допущения (ось координат направлена по оси обмотки фазы А):

$$\begin{aligned} F_A(t, \alpha) &= [F_{\phi 1} \sin \omega t + F_{\phi 3} \sin 3\omega t + F_{\phi 5} \sin 5\omega t + \dots + \\ &\quad + F_{\phi 0} \sin C\omega t + \dots] \cos \alpha \\ F_B(t, \alpha) &= [F_{\phi 1} \sin \omega t + F_{\phi 3} \sin 3\omega t + F_{\phi 5} \sin 5\omega t + \dots + \\ &\quad + F_{\phi 9} \sin 9\omega t + \dots] \cos(\alpha - 2\pi/3) \\ F_C(t, \alpha) &= [F_{\phi 1} \sin \omega t + F_{\phi 3} \sin 3\omega t + F_{\phi 5} \sin 5\omega t + \dots + \\ &\quad + F_{\phi k} \sin k\omega t + \dots] \cos(\alpha - 4\pi/3) \end{aligned} \quad (4.2)$$

Отсюда следует, что выражения для обобщающих векторов временных гармонических МДС равны:

$$F(t) = F^k \sin C\omega t - \alpha, \quad (4.3)$$

$$\text{где } F^k = F_{\phi 0} + F_{\phi 2} + F_{\phi 4} + \dots + F_{\phi k}^2$$

$$\omega = k\omega \pm 1, \quad k = 0, 1, 2, 3, \dots$$

В уравнении (4.3) индекс 0 означает, что данная гармоника МДС является временной и обусловлена 0 -ой временной гармоникой тока.

Как и в случае пространственных гармоник трехфазной обмотки, временные гармонические, кратные трем, исчезают: временные гармоники порядка $(k-1)$ вращаются против основной волны бегущего поля, а гармоники порядка $(k+1)$ - согласно с ней.

Рассмотрим асинхронную машину, у которой на статоре расположены две или более m - фазных симметричных систем, сдвинутых по отношению друг к другу в пространстве на электрический угол θ и питаемых несинусоидальными напряжениями одинаковой формы с фазовым

сдвигом Y , причем:

$$Y = \tau, \quad (. 4.4)$$

Тогда в любой из фаз разных обмоток 1 или 2 наводится ЭДС от собственной обмотки (e_{11} или e_{22}) и ЭДС от смежной обмотки, работающей параллельно, (e_{12} или e_{21})- В симметричной многофазной машине мгновенные значения этих ЭДС равны:

$$e_{11} = e_{22} = e_{12} = e_{21} \quad (4.5)$$

В несимметричной машине, питаемой несинусоидальным напряжением, равенство (4.5) в определенных условиях не соблюдается. Это является причиной неравномерной (импульсивной) в течение периода загрузки фаз асинхронного двигателя, что, в свою очередь, ведет к нежелательному искажению формы тока и напряжения АД при питании его от преобразователя частоты, а также ухудшает энергетические показатели асинхронной машины.

Согласно классическому уравнению равновесия машины переменного тока (с одной системой обмоток):

$$U_1 = - e_1 - [e_i \cos \gamma + (-i_l r_i)] \quad (4.6)$$

В двигательном режиме обязательно соблюдение условия:

$$|U_1| > |e_1|, \quad (4.7)$$

где e_1 - ЭДС самоиндукции.

Для шестифазной (двухобмоточной) многофазной машины, работающей на холостом ходу и питаемой несинусоидальным напряжением, уравнение равновесия запишется:

$$U_1 = i_1 r_1 + L_1 \frac{di_1}{dt} + M_{12} \frac{di_2}{dt} \quad (4.8)$$

$$U_2 = i_2 r_2 + L_2 \frac{di_2}{dt} + M_{21} \frac{di_1}{dt} \quad (4.9)$$

где L_1, L_2 - полные индуктивности фазных обмоток.

$$U_1 = i_1 r_1 - e_1 - e_{11} - e_{12} \quad \text{С 4.10)}$$

$$U_2 = i_2 r_2 - e_2 - e_{22} - e_{21} \quad (4.11)$$

Условие (4.7) в этом случае определяется неравенствами:

$$|U_1| > I_{\text{ен}} + e_{12} \quad \text{и} \quad |U_2| > I_{\text{е22}} + e_{21} \quad (4.12)$$

Для симметричной машины (с одинаковыми пространственными углами смещения любой предыдущей и последующей фаз и равным числом витков фазных обмоток), как отмечалось выше, соблюдаются дополнительные условия:

$$e_{11} = e_{12} \quad (4.13)$$

$$e_{22} = e_{21} \quad (4.14)$$

Они являются обязательными для обеспечения равномерной загрузки фаз обмоток АД при их параллельной работе.

В несимметричном двухобмоточном шестифазном двигателе, как показали результаты экспериментальных исследований, осциллограммы напряжений на обмотках и ЭДС обмоток e_{11} и e_{12} (e_{22} и e_{21}) при одинаковых действующих значениях имеют различные формы.

На рис.4.1 показана осциллограмма напряжения режима холостого хода шестифазного несимметричного АД, одна из фазных систем которого питается напряжением несинусоидальной формы, а другая - отключена. Наведенная ЭДС e_{21} во второй обмотке имеет форму прямоугольника. Если обмотку 2 запитать напряжением такой же формы, что и обмотку 1 (рис. 4.16), и предположить, что АД питается от генератора несинусоидального напряжения бесконечной мощности, то, из рис. 4.1 следует, что на интервалах $\omega t [0: \pi/6]$ и $[\pi/6: \pi/2]$ ЭДС $e_{21} = 0$ и уравнение равновесия (4.11) принимает вид:

$$U_2 = i_2 r_2 - e_2 - e_{22}, \quad (4.15)$$

$$\text{или } U_2 = i_2 r_2 + L_2 \frac{di_2}{dt} : \quad (4.16)$$

Из (4.15) и (4.16) видно, что в указанные интервалы време-

ни ток холостого хода (а в режиме нагрузки - ток нагрузки) данной фазы возрастает почти вдвое, а фаза выпадает из режима параллельной работы. На остальных временных интервалах полупериода данная фаза включается в параллельную работу, а ток ее определяется выражением (4.9) или (4.11). Относительная величина этого тока будет определяться долевыми значениями последнего и предпоследнего членов в этих выражениях. Построив картины напряжений всех остальных фаз, можно сделать вывод о том, что в любой момент времени в несимметричном шестифазном АД с двумя симметричными и изолированными трехфазными статорными обмотками, сдвинутыми на угол $\tau = \pi/6$ и питаемыми симметричными несинусоидальными напряжениями, параллельно работают лишь по две фазы из трех каждой трехфазной обмотки. В оставшихся фазах ток нагрузки определяется величиной, соответствующей работе только одной из систем фазных обмоток. Нагрузка же за полупериод у всех шести фаз одинаковая.

Однако тот факт, что обмотки АД питаются не от генератора несинусоидального напряжения бесконечной мощности, а от инвертора, который формирует напряжения на фазах путем подключения обмоток к источнику постоянного напряжения в определенных комбинациях, ухудшает работу системы АИН-АД, вызывая провалы в кривой напряжения и влияя тем самым на форму наведенной ЭДС. Как показывают эксперименты, форма выходного напряжения инвертора при этом нестабильна, кривая напряжения на отдельных интервалах полупериода "дышит", а в отдельных режимах нагрузки (при низких коэффициентах мощности) одна из обмоток вообще не берет на себя нагрузку.

Это говорит о нарушении условий электромагнитной совместимости АИН и АД. В аналогичных условиях будет работать и трехфазная асинхронная машина, питаемая от широтно-регулируемого АИН.

Для получения устойчивого режима работы несимметричного АД необходимо либо питать его обмотки напряжением такой же формы, ка-

кую имеет ЭДС взаимоиндукции (см. рис.4.1в), либо сместить обмотки 1 и 2 в пространстве на такой угол, при котором форма наведенной ЭДС соответствовала бы форме питающего напряжения (согласно выражениям (4.13) и (4.14)). В первом случае форма фазовых напряжений обмоток различна, во втором - одинакова.

Рассмотрим условия, выполнение которых необходимо для получения квазисимметричной многофазной системы применительно к форме (гармоническому составу) магнитного поля в зазоре АД.

Как было условлено ранее, считаем, что магнитное поле, созданное каждой временной гармоникой питающего напряжения, распределено вдоль расточки статора синусоидально. Это дает возможность применить методы гармонического анализа магнитного поля и суперпозиции и не оказывает заметного влияния на конечный результат.

Очевидно, что взаимное расположение в пространстве обобщающих векторов МДС временных гармоник F_{rv} определенный момент времени и в данной точке статора определяют мгновенное значение наведенной в обмотке ЭДС (ЭДС взаимоиндукции), ось которой проходит через данную точку пространства совокупность мгновенных положений векторов МДС в течение полупериода определяет форму полуволны наведенной ЭДС.

Из изложенного следует, что тождественность магнитных условий при наличии бегущих полей n -го порядка для многофазных обмоток, оси которых расположены в различных точках статора, будет достигаться при :

- равенстве амплитуд гармоник МДС n -го порядка:
- равенстве фаз обобщенных векторов высших временных гармоник МДС F относительно первой гармоники магнитного поля F_1 .

Первое условие выполняется при наличии круговых вращающихся полей обмотки - индуктора, второе - при таком значении угла τ , когда обобщающие вектора гармоник имеют одинаковые пространствен-

ные положения относительно вектора МДС первой гармоники.

Если поместить ось фазы обмотки – индуктора в точку статора со значением $a \gg 0$ (исходная точка отсчета) и предположить, что начальные фазы всех высших гармоник МДС относительно первой равны нулю, то фазы векторов МДС в других точках будут выражаться просто текущим значением координаты a .

В этом случае для любой другой точки расточки статора, в которых фазы векторов F равны нулю, справедливо равенство:

$$a_l \gg a) \quad \text{С 4.17)}$$

или, учитывая синусоидальное распределение магнитного поля вдоль расточки статора, запишем для прямобегущих полей (рис.4.2а):

$$l_1 \gg 0 \quad l_1 + 2k\alpha \quad (4.18)$$

Отсюда находим электрический угол смещения обмотки по статору:

$$\tau = \alpha_n = \frac{2k\alpha}{V-1}, \quad (4.19)$$

где $k = 1, 2, 3, \dots$ – числа натурального ряда.

А данному значению угла $\alpha_l = \tau$ соответствуют следующий порядок прямобегущих гармоник магнитного поля:

$$\dots 2k\alpha \quad 2k\alpha + 1 \quad \dots \quad (4.20)$$

Согласно рис.4.2б, для обратнобегущих полей запишем:

$$l_i = 2k\alpha - a_l, \quad (4.21)$$

откуда:

$$\tau = \alpha_n = \frac{2k\alpha}{0+1} \quad (4.22)$$

Порядок гармонических для обратнобегущих полей:

$$l_{\text{обр}} = \frac{2k\alpha}{\tau} - 1 \quad (4.23)$$

Таким образом, вдоль расточки статора на отрезке от $a = 0$ до $a = 2l_1$ через равные интервалы $\tau \Rightarrow a_2 - a_1 = 2k\alpha / (\tau \pm 1)$ размеще-

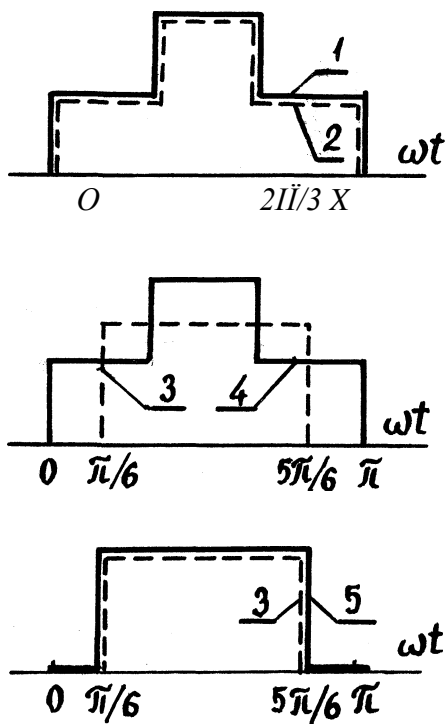


Рис.4.1 Кривые напряжения и ЭДС шестифазного несимметричного АД при питании одной системы фазных обмоток:

- 1 - напряжение обмотки - индуктора (обм.1):
- 2 - ЭДС самоиндукции обмотки 1 e_{11} :
- 3 - ЭДС взаимоиндукции обмотки 2 e_{21} :
- 4 - возможное напряжение питания, наложенное на кривую ЭДС e_{21} :
- 5 - ЭДС самоиндукции обмотки 2 e_{22} .

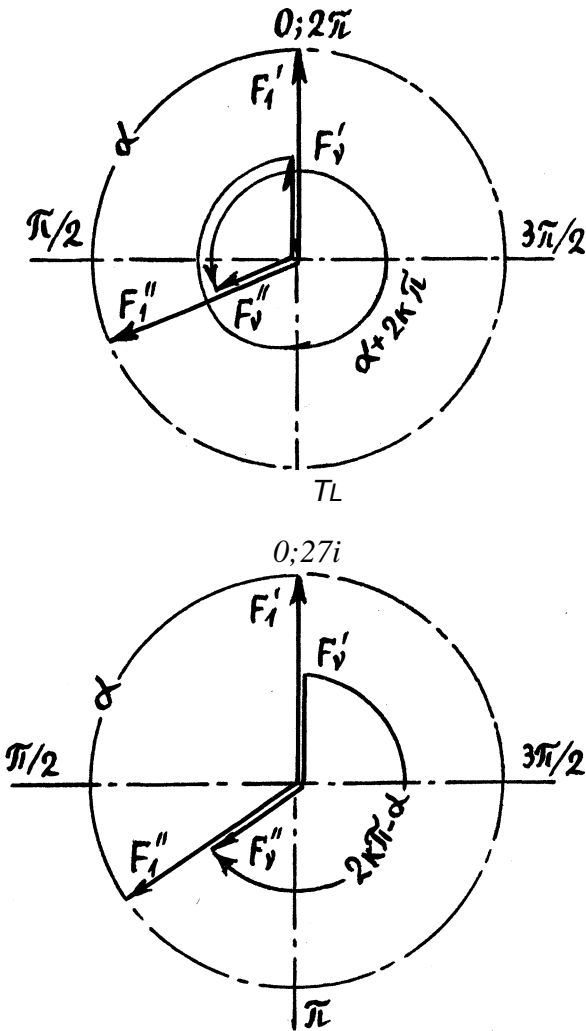


Рис.4.2 Диаграммы положений в пространстве обобщающих векторов МДС при условии $d_i = ar$:

- а) прямобегущее поле:
- б) обратобегущее поле.

ны точки равных фаз векторов первой и V -ой гармоник МДС- В этих точках $a_r = idem$.

Формулы (4.19)–(4.23) дают возможность решить прямую и обратную задачи по отысканию параметров симметричных и несимметричных многофазных систем обмоток с го 2.

Из изложенного следует, что при уменьшении t требования к гармоническому составу фазного напряжения существенно повышаются. С другой стороны, условия статического равновесия m -фазных обмоток асинхронной машины будут выполняться лишь в тех случаях, когда форма ЭДС в данной фазе будет соответствовать форме приложенного к этой фазе несинусоидального напряжения питания. Для двухфазных обмоток последнее условие будет выполняться во всех случаях, так все временные гармоники в сопряженных фазах обращаются в ноль. Это объясняется тем, что в двухфазной машине оси фазных обмоток взаимно перпендикулярны и магнитная связь между ними отсутствует. Поэтому условия электромагнитной совместимости АИН и двухфазного АД не нарушаются при любой форме питающего напряжения.

4.2 Синтез оптимальной формы фазного напряжения для асинхронной машины произвольной фазности

4.2.1. Синтез оптимальной кривой напряжения по заданному t .

Под оптимальной формой фазного напряжения асинхронной машины будем понимать такую кривую, получение которой не приводит к излишнему усложнению схемотехники АИН, которая имеет хороший гармонический состав (высокое содержание основной гармоники в общем действующем значении фазного напряжения), а также обеспечивают во всем поле требуемых рабочих режимов полную электромагнитную совместимость системы АИН – АД.

При питании симметричного трехфазного АД несинусоидальным

переменным напряжением от АИН с законом коммутации $0t = \gamma$ тождественность магнитных условий в воздушном зазоре машины возникает при вращении обобщающего вектора поля через каждые $\tau = \pi/3$ рад. Это объясняется тем, что формы положительной и отрицательной полуволн питающего напряжения одинаковы. Это значит, что в составе питающего напряжения присутствуют (согласно выражениям (4.20) и (4.23)) следующие гармонические составляющие:

$$k \frac{2k\gamma}{\tau} - 1 \frac{2k\gamma}{\pi/3} = 6k \pm 1, \quad (4.24)$$

что хорошо согласуется с теорией [184,193).

Для того, чтобы соблюдались условия электромагнитной совместимости АИН с несимметричным шестифазным АД (шестифазная обмотка получена делением трехфазной обмотки на две изолированные части со взаимным сдвигом на $\gamma = \pi/6$), в составе питающего напряжения должны содержаться следующие гармонические составляющие:

$$V_k = \frac{2k\gamma}{\tau} \pm 1 \frac{2k\gamma}{\pi/6} = 12k \pm 1 \quad (4.25)$$

Для двухфазного АД целесообразно формировать гармонический состав напряжения питания, при $\gamma = \pi/4$:

$$\backslash) k = \frac{2k\gamma}{\pi} \pm 1 \frac{2k\gamma}{\pi/4} = 8k \pm 1 \quad (4.26)$$

В общем случае, для всех рассмотренных вариантов кривую питающего напряжения в относительных единицах можно описать выражением:

СЛ 1

$$h = 1 \cdot (\sin \omega t + 2 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{1}{k} \sin k \omega t) \quad (4.27)$$

Ю=1 V к

На рис. 4.3 приведена диаграмма, показывающая изменение состава высших гармоник в оптимальной кривой фазного напряжения питания АД в зависимости от $\tau = \omega t_1 = \text{нар}$. Следует отметить, что при

жения АИН, а это, в свою очередь, требует повышения пульсности АИН.

На рис. 4.4 показан вид синтезированных оптимальных кривых фазного напряжения АД для случаев $\tau = \alpha_1 = \pi/3, \pi/4$ и $\pi/6$, полученных непосредственным суммированием конечного числа первых членов ряда (4.27). Возможно получение и других оптимальных форм напряжения, если под знаком суммы выражения (4.27) одновременно изменять знаки C (переворачивать фазы) перед всеми гармоническими составляющими, либо только перед составляющими, образующими прямобегающие или обратнобегающие поля. Однако, синтезированные при этом формы напряжения трудно (или вообще невозможно) реализовать простыми схемами автономных инверторов.

4.2.2. Определение формы кривой фазного напряжения по годографу обобщающего вектора магнитного поля.

Форма фазного напряжения асинхронной машины связана непосредственно с формой годографа обобщающего вектора поля в воздушном зазоре машины, так как последняя является следствием первой. Годограф поля в виде правильного многоугольника с числом сторон N приближает его к круговому при возрастании N .

Величины пульсаций скорости вектора поля в межкоммутационных интервалах одинаковы, а амплитуды временных гармоник магнитного поля - полные, так как:

$$\Phi_{mv} = \Phi_{ml} / V. \quad (4.28)$$

Получить улучшенную конфигурацию магнитного поля для двухфазной системы АИН-АД при двухступенчатой симметричной форме фазного напряжения с двумя уровнями возможно при выполнении следующего равенства:

$$*\Phi = \pi/2 - *\Phi - \pi/4. \quad (4.29)$$

Число коммутаций при этом равно $N = 8$, а спектр гармоник фазного напряжения, описываемый выражением (4.26), не содержит гармонических составляющих, кратным трем и пяти.

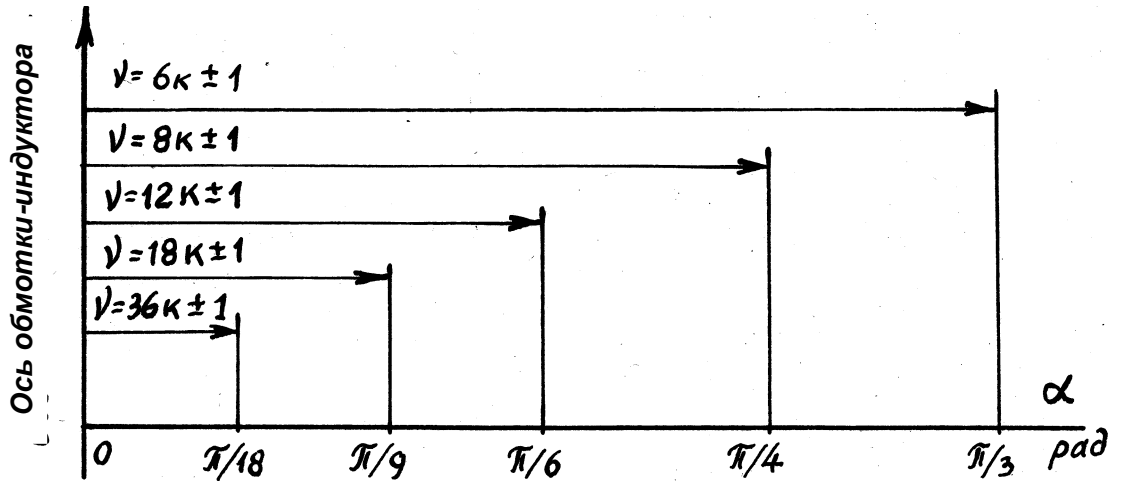


Рис.4.3. Диаграммы изменения состава высших гармоник в кривой напряжения питания АД при $Y = o.i = \text{van}$.

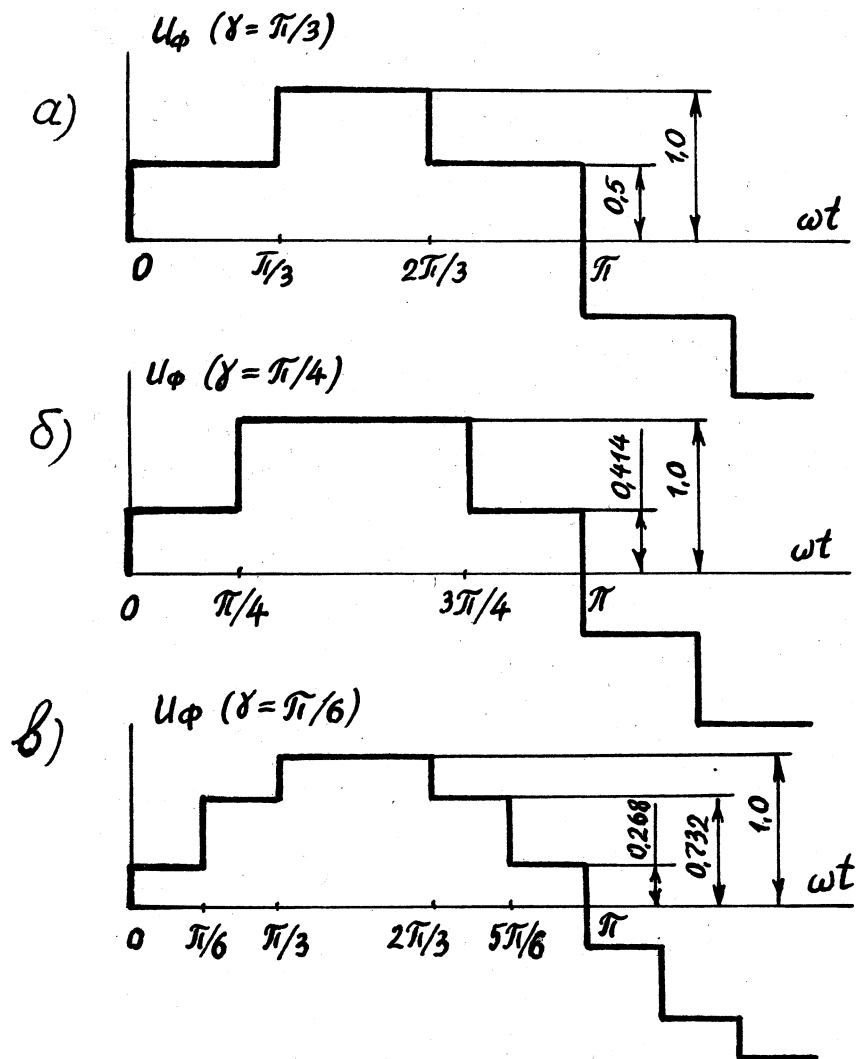


Рис. 4.4. Синтезированные кривые напряжений питания АД.

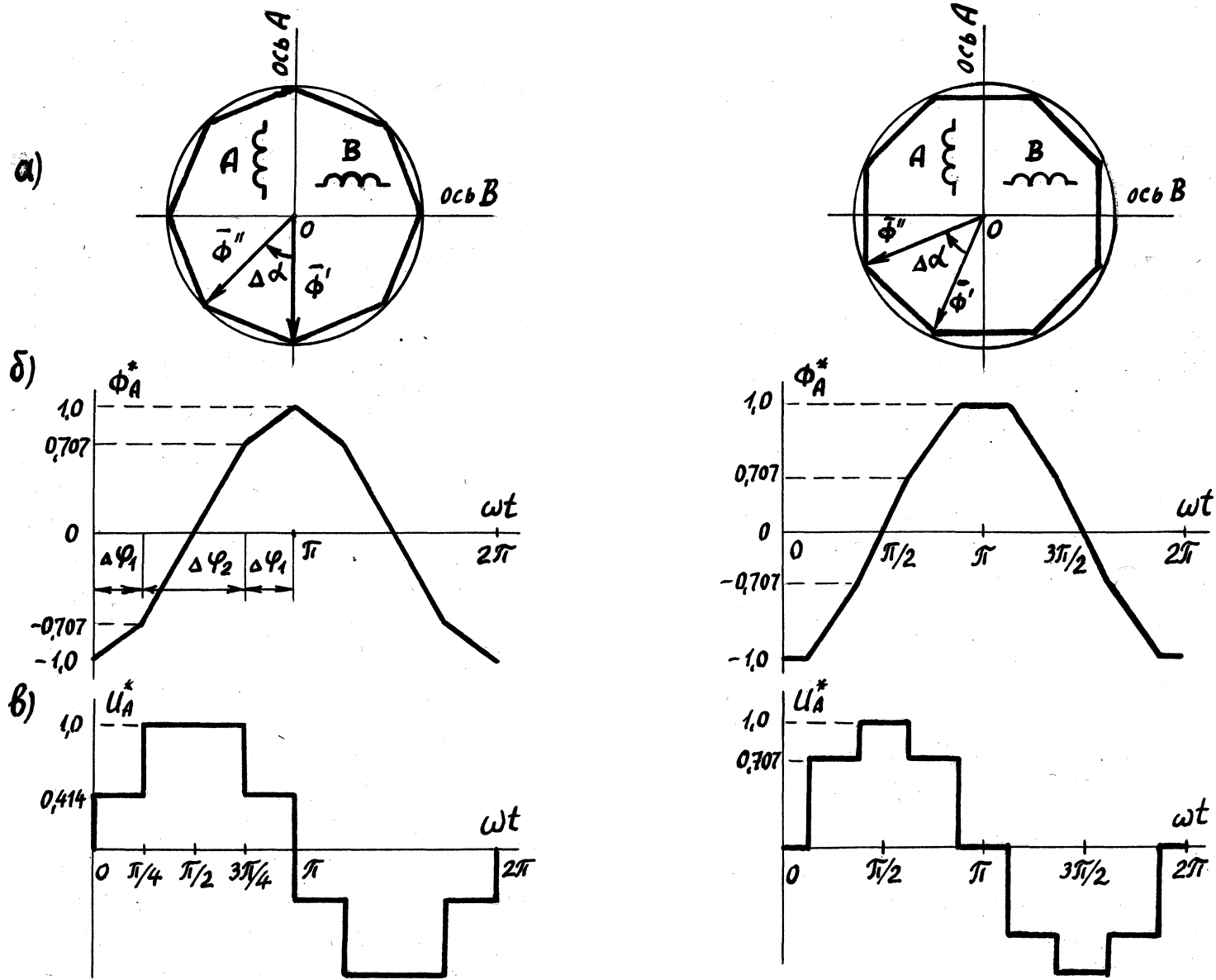


Рис.4.5. Кривые магнитного потока С б) и напряжения (в; фазы двухфазного АД для двух видов симметрии осей обмоток С а) относительно годографа обобщающего вектора Φ магнитного потока при $N = 8$.

Более высокой частоты пульсаций вектора магнитного потока $CN = 12$) можно при неравномерной коммутации вектора поля:

$$*\Phi / \pi/4 \quad \text{С 4.30)}$$

В этом случае годограф вектора магнитного поля искажается и становится неправильным многоугольником.

Выполнить синтез кривой фазного напряжения двухфазной распределенной симметричной обмотки можно двумя способами:

- по заданному годографу обобщающего вектора потока:
- с помощью гармонического анализа магнитного поля, проводимым с учетом условий магнитной симметрии обмоток.

Практически получить форму фазного напряжения проще первым способом, а выполнить ее гармонический анализ - вторым.

Улучшенную форму магнитного поля по сравнению с полем трехфазной машины, питаемой от трехфазного шестипульсного АИН $CN = 6$), имеет двухфазный АД, в частности, с $\Upsilon=8$.

Симметричную форму магнитного потока или фазного напряжения двухфазной обмотки можно получить, если расположить обе оси фазных обмоток симметрично относительно сторон многоугольника, который является годографом вектора магнитного поля. Таких положений, а также и форм кривых фазного напряжения, только два. Первое из них соответствует положению, когда оси декартовой системы координат проходят через вершины годографа магнитного поля (первый вид симметрии), как показано на рис.4.5а. Это положение осей наиболее удобно для синтеза формы питающего напряжения. Для двухфазной обмотки $C\psi$ (случае правильного многоугольника) составляющие результирующего вектора потока по осям в функции угла поворота α определяются как:

$$\Phi_A = \Phi_{\max} \cos \alpha \quad \text{и} \quad \Phi_B = \Phi_{\max} \sin \alpha, \quad \text{С 4.31)}$$

где $\Phi_{\max} = \text{Const.}$

Вычисленная таким методом по базовым точкам восьмиугольно-

го годографа кривая магнитного потока фазы А в относительных единицах построена на рис. 4.56 и по нему определены уровни ступенек кривой фазного напряжения.

Для годографа в форме правильного многоугольника при $m = 2$ абсциссы кривой магнитного потока фазы можно определить в точках перегиба аналитически, как проекции результирующего вектора потока Φ на соответствующие оси.

Попытка повысить частоту пульсаций магнитного потока двухфазного АД за счет повышения числа N правильного многоугольника годографа вектора магнитного поля приводит к повышению количества ступенек в форме питающего двигателя фазного напряжения. Это приводит к существенному усложнению схемы инвертора.

4.2.3. Синтез оптимальных кривых фазных напряжений двухфазного инвертора методом гармонического анализа.

При использовании метода гармонического анализа для синтеза оптимальной кривой фазного напряжения, форма этого напряжения должна быть в обобщенном виде задана заранее. На основании проведенного выше анализа оптимальных кривых фазного напряжения в качестве обобщенной можно принять двухступенчатую кривую по рис.4.6. Разложение этой кривой напряжения в гармонический ряд имеет вид:

$$U_{CwtD} = d_0/2 + o_1 \cos \omega t + b_1 \sin \omega t + a_2 \cos 2\omega t + b_2 \sin 2\omega t + \dots +$$

$$+ l_n \cos V\omega t + h_n f \sin V\omega t + \dots \quad (4.32)$$

где коэффициенты разложения кривой напряжения в гармонический ряд соответственно равны:

$$d_0 = c_L = 0:$$

$$\frac{\pi}{2}$$

$$b_n = \frac{4}{\pi} \int_0^{\pi/2} U_{CwtD} \sin i) \omega t \, d\omega t = 4 U_a [q + (1 - q) \cos V\alpha] / \pi,$$

где $V = 2k + 1$: $k = 0, 1, 2, \dots$ (4.33)

Действующее значение первой гармоники фазного напряжения

равно:

$$U_1 = \frac{2 \sqrt{2}}{\pi} U_a \cdot [q + (1 - q) \cos \alpha] \quad (4.34)$$

Для выбранных для исследования кривых фазного напряжения их параметры и гармонический состав приведены в табл.4,1. Общее действующее напряжение обобщенной кривой фазного напряжения определяется по формуле:

$$U = \sqrt{\frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} U^2(\omega t) d\omega t} = U_a \sqrt{\frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} [q + (1 - q) \cos(\omega t - \alpha)]^2 d\omega t} \quad (4.35)$$

Отношение первой гармоники фазного напряжения к общему действующему значению равно:

$$U_1/U = \frac{2\sqrt{2} [q + (1 - q) \cos \alpha]}{\sqrt{\frac{2\alpha}{\pi} q^2 + (1 - \frac{2\alpha}{\pi})}} \quad (4.36)$$

Максимум отношения U_1/U при фиксированных значениях угла α определяем из условия равенства нулю частной производной выражения (4.36) по q :

$$\frac{\partial (U_1/U)}{\partial q} = 0 \quad (4.37)$$

Откуда:

$$q = \frac{1 - \cos \alpha}{\cos \alpha} = C - 1 \quad (4.38)$$

Среднее значение (по модулю) обобщенной кривой фазного напряжения равно:

$$U_{\text{ср}} = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} U(\omega t) d\omega t = U_a \left[1 - \frac{2\alpha}{\pi} (1 - q) \right] \quad (4.39)$$

Коэффициент формы обобщенной кривой фазного напряжения бу-

Таблица 4.1

Исследуемые кривые фазного напряжения и их гармонический состав

№	Ш	Форма фазного напряжения	Гармонический состав напряжения	UI / и	N
1	3	$u_a = \sum_{k=1}^{\infty} U_k \sin(k\omega t + \alpha_k)$	$U_k = \frac{U_m}{k} \left[\cos\left(\frac{k\pi}{3}\right) - \cos\left(\frac{2k\pi}{3}\right) \right]$	0,955	6
2	2	$u_e = \sum_{k=1}^{\infty} U_k \sin(k\omega t + \alpha_k)$	$U_k = \frac{U_m}{k} \cos\left(\frac{k\pi}{4}\right)$	0,96	8
3	2	$u_a = \sum_{k=1}^{\infty} U_k \sin(k\omega t + \alpha_k)$	$U_k = \frac{U_m}{k} \left[\cos\left(\frac{k\pi}{4}\right) + \cos\left(\frac{3k\pi}{4}\right) \right]$	0,972	8
4	2	$u_a = \sum_{k=1}^{\infty} U_k \sin(k\omega t + \alpha_k)$	$U_k = \frac{U_m}{k} \left[\cos\left(\frac{k\pi}{4}\right) - \cos\left(\frac{3k\pi}{4}\right) \right]$	0,976	8
5	2	$u_a = \sum_{k=1}^{\infty} U_k \sin(k\omega t + \alpha_k)$	$U_k = \frac{U_m}{k} \left[\cos\left(\frac{k\pi}{5}\right) + \cos\left(\frac{2k\pi}{5}\right) + \cos\left(\frac{3k\pi}{5}\right) + \cos\left(\frac{4k\pi}{5}\right) \right]$	0,979	12

дет равен:

$$K\Phi = \frac{U}{U_{\text{ср}}} = \frac{\sqrt{1 - \frac{2a}{\gamma} (1 - q^2)}}{[i - \frac{2d}{\gamma} (1 - q)]} \quad \text{С 4.40)}$$

На рис. 4.7 построены зависимости $U_1/U = f(Cq, ci)$ при разных фиксированных значениях q ($Cq = 0; 0,5; q_{\text{опт}}$). Из рис. 4.7 видно, что трехфазная система АИН - АД с углом управления $\theta_t = \gamma$ при $q = 0,5$ и $a = \gamma/3$ работает не в оптимальном режиме. Содержание первой гармоники в общем действующем значении фазного напряжения для этого случая составляет всего лишь $0,955$. Наилучшим из рассмотренных вариантов (Сем.табл.4.1) является двухфазный АД с АИН, который генерирует фазное напряжение по варианту 5 ($Cq = 0,354; a = \gamma/5; N = 12$). При этом содержание первой гармоники в общем действующем значении фазного напряжения составляет $0,979$. Несколько уступает ему вариант 4 ($Cq = 0,414; a = 5\gamma/4; N = 8; U_1/U = 0,976$). Однако, схемная реализация АИН для этих вариантов затруднена (с необходимо, по крайней мере, наличие двух источников с разными уровнями напряжения питания, что ухудшает совместимость АИН с источниками питания). Более просто реализуются варианты 2 ($Cq = 0; \theta_t = 5\gamma/8; N = 8; U_1/U = 0,96$) и 3 ($Cq = 0,5; a = 5\gamma/4; N = 8; U_1/U = 0,972$). Они несколько уступают по энергетическим показателям вариантам 4 и 5, но превосходят базовый вариант 1.

Зависимости $K\Phi(Cq, a)$, рассчитанные по выражению С4.40) при $q=Cq: 0,5; 0_{\text{опт}}$, приведены на рис. 4.8.

4.2.4. Сравнение рабочих параметров системы АИН-АД с различным числом фаз $m = 2, 3, 5, 6$.

Для сопоставления рабочих параметров системы АИН-АД с различным числом фаз были синтезированы кривые фазных напряжений для вариантов $m = 2, 3, 5, 6$ и выполнен их гармонический анализ. Некото-

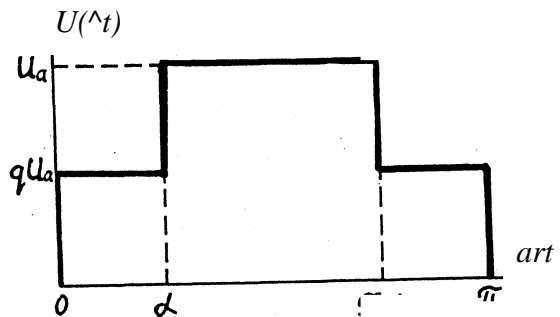


Рис.4.6 Обобщенная двухступенчатая форма выходного фазного напряжения двухфазного АД.

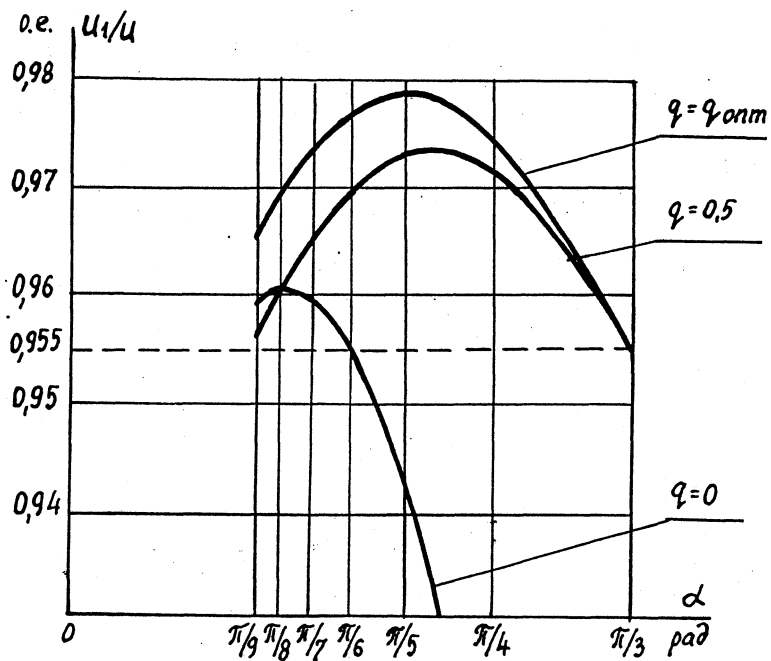


Рис.4.7 Содержание первой гармоники в общем действующем значении фазного напряжения ступенчатой формы двухфазного АД в зависимости от величин α и от q .

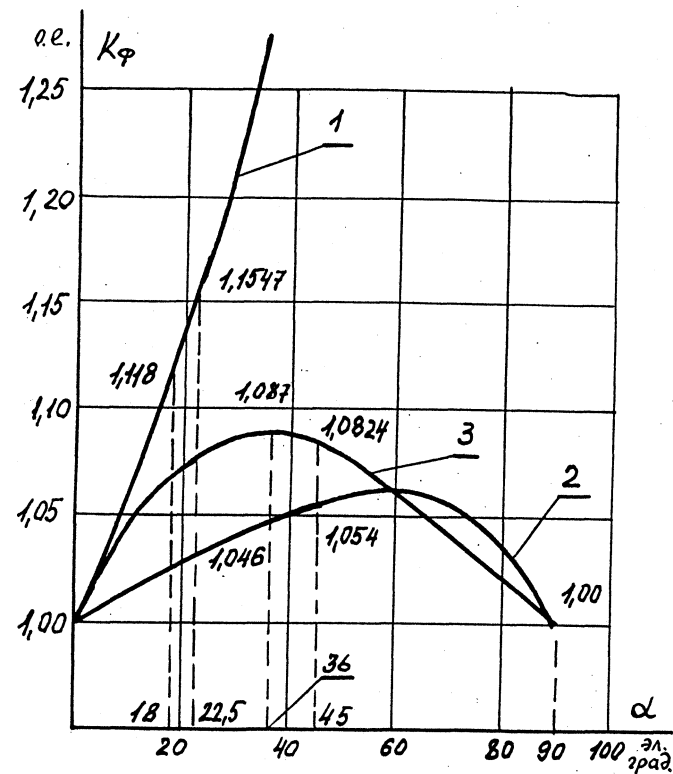


Рис.4.8 Зависимость коэффициента формы кривых фазного напряжения от угла α :

- 1) при $q = 0$;
- 2) при $q = 0,5$;
- 3) при $q = \text{фэпт}$.

рые варианты кривых фазных напряжений приведены в табл.4.1.

При сравнении в качестве базового выбран трехфазный вариант обмотки, которая питается напряжением классической формы (см. рис. 4.9а), что соответствует годографу вектора магнитного потока с $N = 6$ (см. рис.4.9б).

Наилучшими из сравниваемых вариантов являются варианты с двух-, трех- или шестифазным несимметричным АД, который питается от двенадцатипульсного АИН. Кривая напряжения, показанная на рис. 4.4в, близка к синусоидальной ($CU_1/U = 0,988$, $N = 12$), но для реализации требует применения многовентильных схем АИН по типу С206) с тремя источниками питания. При этом должно быть, по крайней мере, три источника питания с уровнями S_v относительных единиц) $U^* = [1/C_1 + \sqrt{3}) : C_1 + \sqrt{3})/C_2 + \sqrt{3}) : 1/C_1 + \sqrt{3})]$. Фазное напряжение не содержит третьих, пятых и седьмых гармоник и описывается выражением С 4.25). На рис. 4.10 представлены осциллограммы фазных напряжения и тока АД с шестифазной несимметричной обмоткой С мощностью 12 кВт) в режимах холостого хода и номинальной нагрузки. Из осциллограмм видно, что кривая фазного тока близка к синусоиде даже в режиме холостого хода.

Кривая напряжения простейшего пятифазного инвертора имеет низкие показатели ($CU_1/U = 0,922$) при достаточно высоком числе $N = 10$. Негативным для такой системы является присутствие в кривой магнитного поля гармоник, кратных трем. Значительный удельный вес временных гармоник в напряжении пятифазного АД обуславливает низкое значение коэффициента полезного действия всей пятифазной системы АИН-АД при данной форме напряжения. Получение более выгодной формы питающего напряжения, как было отмечено выше, связано с существенным усложнением инвертора.

Лучшими показателями по сравнению с пятифазным и базовым трехфазным вариантами обладает двухфазная система АИН-АД с прос-

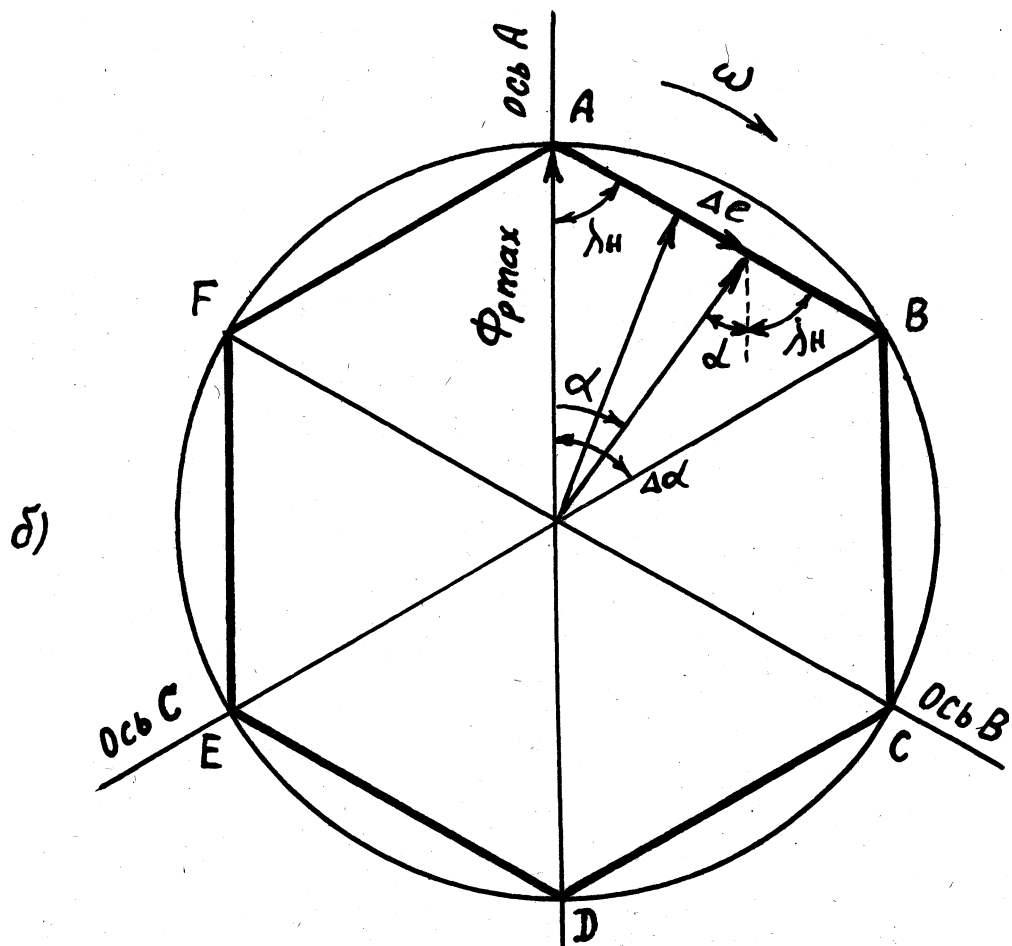
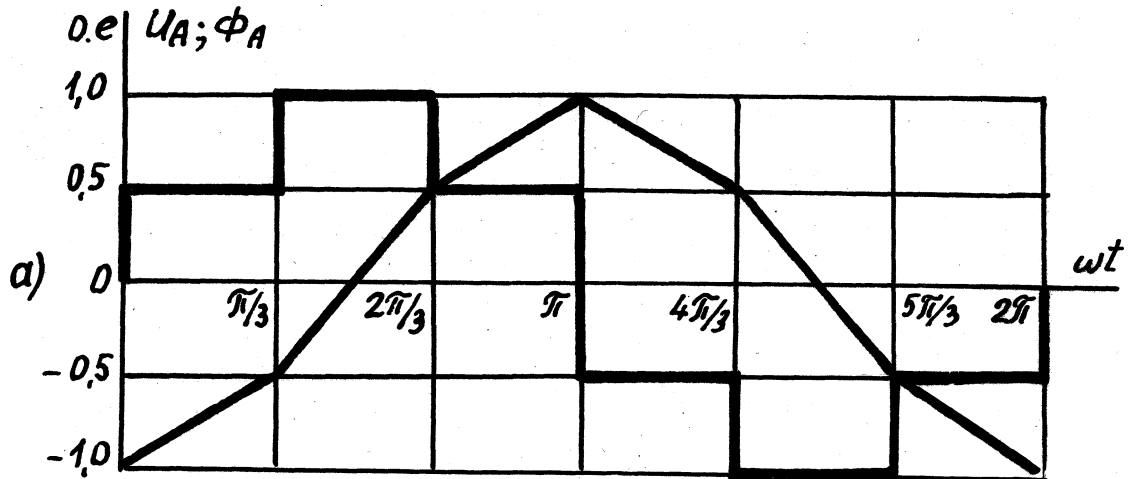


Рис. 4.9. Построение годографа результирующего вектора магнитного потока трехфазной АМ по заданной форме напряжения :

- а) напряжение и магнитный поток фазы А трехфазной обмотки;
 б) годограф обобщающего вектора магнитного потока.

тейшей одноступенчатой за полупериод кривой фазного напряжения с параметрами $\alpha = 0$: $a = \pi/8$ (вариант 2, табл.4.1). Этой кривой соответствует годограф в виде неправильного многоугольника с $N=8$. Улучшенная кривая напряжения (вариант 3, табл.4.1) характеризуется относительной простотой реализации и имеет следующие показатели: $U_1/U = 0,972$ и $N = 8$.

Оптимальной кривой напряжения для двухфазной системы является вариант 4 (табл.4.1) с параметрами: $a = \pi/4$: $\alpha = 0,414$: $N = 8$ (годограф вектора магнитного поля—правильный восьмиугольник). В кривой фазного напряжения отсутствуют гармонические составляющие, кратные трем и пяти. На рис. 4.11 приведены осциллограммы фазных напряжения и тока двухфазного АИН, работающего на статическую LR-нагрузку и двухфазный АД мощностью 12 кВт в режимах холостого хода и номинальной нагрузки.

Несколько лучшими показателями обладает вариант 5 (табл. 4.1), у которого $a = \pi/5$, $\alpha = 0,354$, $U_1/U = 0,979$, $N = 12$. Годограф магнитного поля—неправильный двенадцатиугольником, рис. 4.12.

Таким образом, для двухфазных систем АИН—АД по гармоническому составу, частоте и амплитуде пульсаций скорости вектора поля, по простоте реализации наиболее выгодны варианты 2 и 3. Реализация кривых напряжения по вариантам 4 и 5 мало отличается от варианта 3 (табл.4.1), но в этих случаях система АИН—АД проигрывает по условиям электромагнитной совместимости с источниками питания.

По простоте структуры инвертора напряжения лучшими из этих вариантов являются трехфазные (вариант 1) и двухфазные (вариант 2, 3). И, наконец, по частоте пульсаций вектора поля предпочтение следует отдать двухфазной системе АИН — АД с кривыми напряжения по вариантам 2 и 3.

Количественную оценку влияния гармоник на энергетику системы АИН—АД с двигателями разной фазности выполним на примере двух-

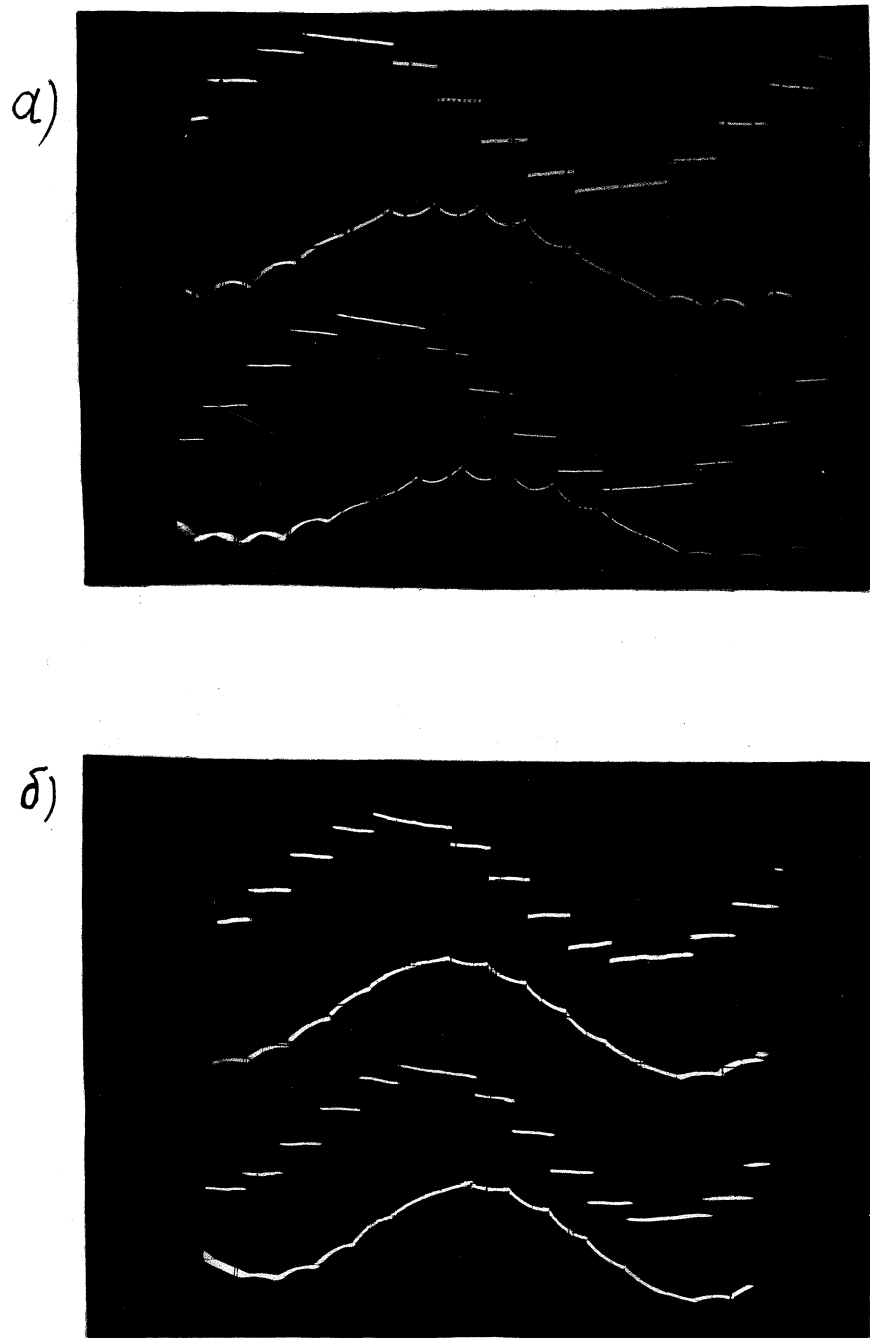


Рис.4.10. Осциллограммы фазных напряжения и тока шестифазного несимметричного АД в режимах холостого хода с а) и номинальной нагрузки (б) при частоте 50 Гц.

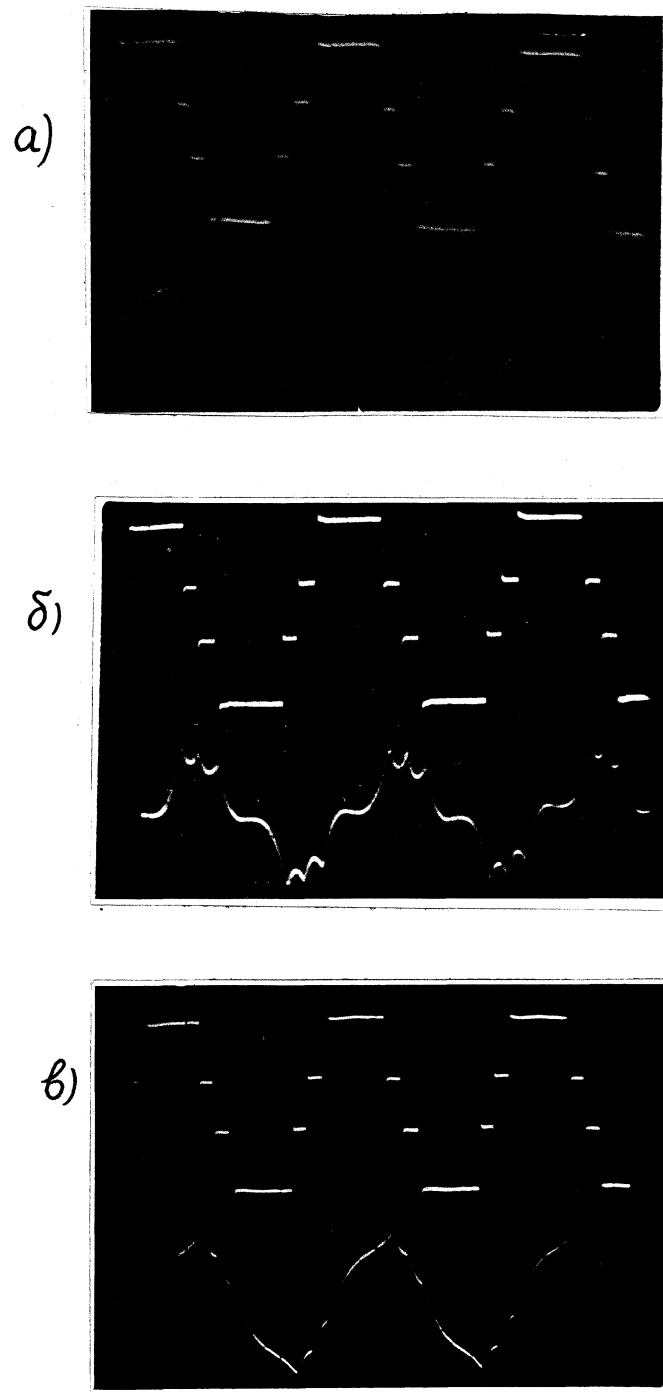


Рис. 4.11. Осциллограммы фазных напряжения и тока двухфазного АИН, работающего на статическую LR-нагрузку С а) и на двухфазный АД в режимах холостого хода С б) и номинальной нагрузки (в) при частоте 60 Гц.

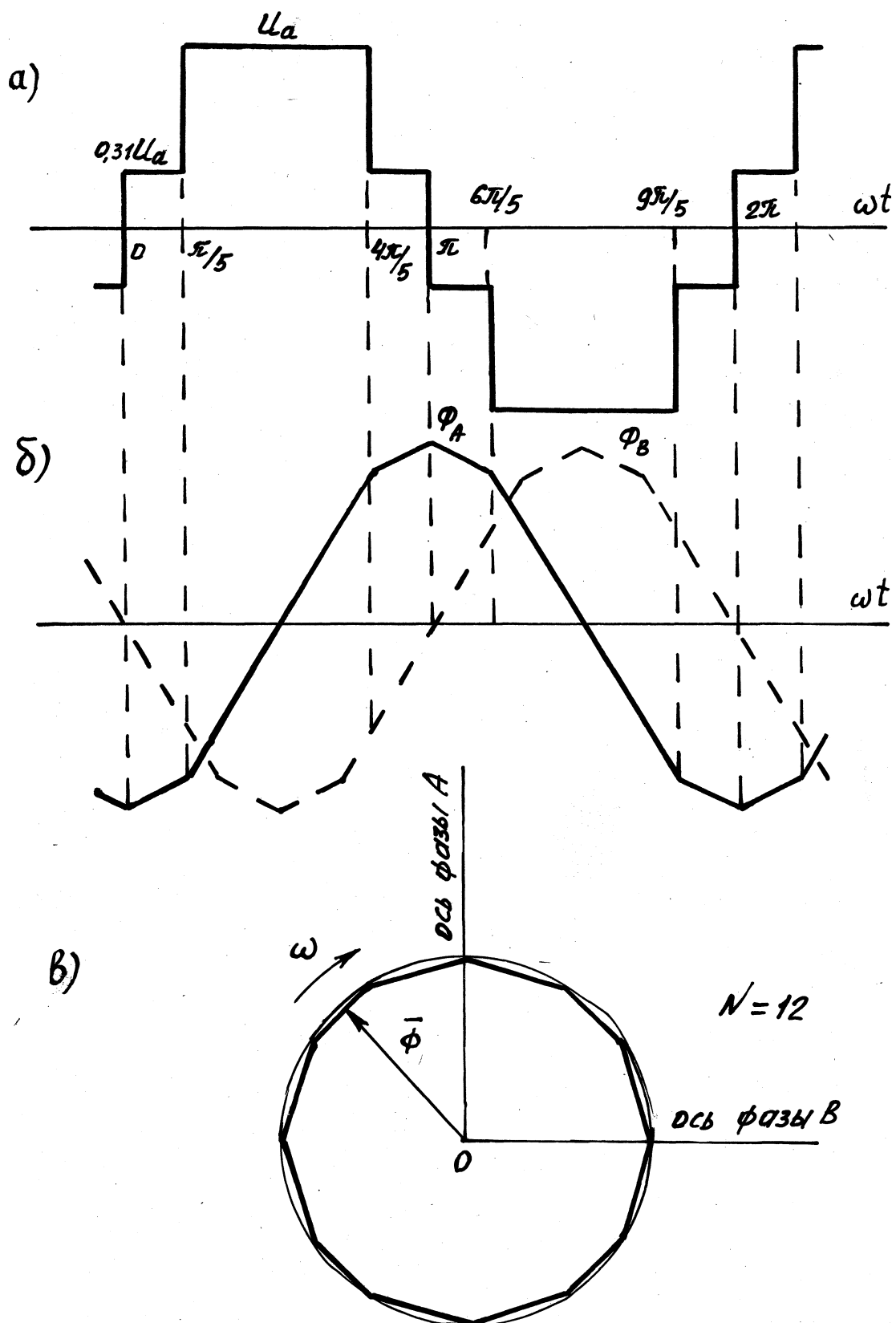


Рис. 4.12. Построение годографа результирующего вектора поля двухфазного АД по оптимальной кривой напряжения:
 а) кривая фазного напряжения СЭДС);
 б) кривые магнитного потока;
 в) годограф результирующего вектора поля.

фазного АД рудничного электровоза с параметрами: $p = 0,0927$ Ом: $r_2 = 0,0064$ Ом: $x_1 = 0,0222$ Ом: $x_2 = 0,0223$ Ом: $X_{ш} = 0,652$ Ом. В номинальном режиме двигателя: $P_{1н} = 54,6$ кВт: $U_{н} = 85$ В: $I_{н} = 373$ А: $I_0 = 130$ А: $\cos \varphi_{1н} = 0,862$: $f_{1н} = 50$ Гц: $S = 0,026$: $\lambda^1 = 0,911$. Для трехфазного варианта расчет выполнен для эквивалентного АД при $U_{ф1н} = 85$ В и $(Z_i)^2 - (2/3) (Z_i)^3$.

Расчет мгновенных значений фазных токов выполнен по методу двух составляющих, при котором основные гармоники токов рассчитаны для схемы замещения вращающегося двигателя, суммарное значение токов высших гармоник вычислено по параметрам схемы замещения заторможенного двигателя, поскольку скольжение высших гармонических в поле основной гармоники близко к единице.

Результаты расчетов для АД различной фазности представлены в табл. 4.2. Анализ результатов расчета показывает, что системы тягового электропривода с двухфазными электродвигателями имеют лучшие энергетические показатели. Примем известное допущение о том, что полезная работа, осуществляемая АД, определяется фазными напряжениями и токами первых гармоник, а затраты энергии, производимые напряжениями и токами высших гармоник, относятся к потерям. В этом случае мощность потерь в трехфазном АД от несинусоидальности фазных напряжений достигают 2 %. В двухфазном АД при питании его от инвертора напряжением одноступенчатой формы (кривая 2 по Табл. 4.1) потери от несинусоидальности составляют 1,1%, а потери от несинусоидальности в двухфазном АД с двухступенчатой кривой фазного напряжения (кривая 3 по Табл.4.1) почти в 3,3 раза меньше и достигают 0,58%.

Таким образом, применение в асинхронном тяговом электроприводе двухфазных асинхронных электродвигатели дает возможность упростить силовую схему тягового электропривода за счет исключения из нее громоздких фильтров высших гармоник и силовых контакторов

Таблица 4.2

Сравнение систем "инвертор напряжения-асинхронный электродвигатель" в трех- и двухфазном исполнении.

№	Параметр	№ кривой по табл.4.		
		1	2	3
1	Количество фаз	3	2	2
2	Действующее значение первой гармоники Фазного напряжения, В	85,0	85,0	85,0
3	Действующее значение первой гармоники Фазного тока, А	233,37	350,05	350,05
4	$\cos \varphi_A$, о.е.	0,87422	0,87422	0,87422
5	Активная мощность нагрузки по первым гармоникам, кВт	52,024	52,024	52,024
6	Общее действующее значение фазного напряжения, В	89,012	88,499	87,445
7	Действующее значение Фазного тока, А	240,92	368,486	357,097
8	Коэффициент мощности X , о.е.	0,80865	0,80593	0,82725
9	Напряжение на входе инвертора (среднее значение), В	188,82	102,19	110,61
10	Ток на входе инвертора (среднее значение), А	280,92	514,372	473,088
11	Полная активная мощность нагрузки, кВт	53,0433	52,5637	52,3282
12	$U1/U$	0,95493	0,96046	0,97204
13	$I1/I$	0,96865	0,94997	0,98027
14	$P1/P$	0,98088	0,98974	0,9942

переменного тока, а за счет этого существенно сократить расход меди и дефицитных электротехнических материалов, повысить тягово-энергетические характеристики автономного электропривода в номинальном режиме и при скоростях выше номинальной.

4.3 Расчет фазных токов двухфазной системы "автономный инвертор напряжения – асинхронный электродвигатель"

Наиболее благоприятные формы фазного напряжения для питания двухфазных АД представлены в табл.4.1. Все эти формы переменного напряжения можно представить в виде одной обобщенной кривой, показанной на рис.4.6. Обобщенная кривая выходного переменного напряжения АИН представляет собой на интервале полупериода симметричную двухступенчатую кривую $U_{Cw}(\omega t, q, a)$, зависящую от амплитуды U_a , относительного уровня ступеней q и угловой функции a . Задавая различные значения этих параметров, можно получить все кривые переменного напряжения, приведенные в Табл.4.1. Выполним в общем виде анализ электромагнитных процессов в двухфазном АИН.

Из рис. 4.6 следует, что на интервале каждого полупериода кривая фазного напряжения АИН описывается выражением:

$$U_{Cw}(\omega t) = \begin{cases} qU_a & \text{при } 0 \leq \omega t \leq \alpha \\ U_a & \text{при } \alpha \leq \omega t \leq \pi - \alpha \\ qU_a & \text{при } (\pi - \alpha) \leq \omega t \leq \pi \end{cases} \quad (4.41)$$

Продолжительность интервалов, на которых фазное напряжение сохраняется неизменным, соответственно равны:

$$\begin{aligned} t_1 &= \alpha / \omega \\ t_2 &= \pi - 2\alpha / \omega \\ t_3 &= \alpha / \omega \end{aligned} \quad (4.42)$$

Запишем уравнения электрического равновесия по интервалам фазного напряжения для фазы АД, представив ее эквивалентной статической нагрузкой в соответствии с формулами (3.22) и (3.23):

- $qU_a = R_{i1} + L_{di1}/dt$, где $0 \leq t < (d/w)$
- $U_a = R_{ig} + L_{dig}/dt$, где $(d/w) \leq t < (Я - d)/w$ (4.43)
- $qU_a = R_{i3} + L_{di3}/dt$, где $(Я - c0/w) \leq t < Я/w$

Для упрощения решения системы дифференциальных уравнений (4.43) запишем эту систему уравнений в элементарном виде, перенося каждый раз начало отсчета в начало текущего интервала:

- $qU_a = R_{i1} + L_{di1}/dt$, где $0 \leq t < (d/w)$
- $U_a = R_{ig} + L_{dig}/dt$, где $0 \leq t < (Я - 2a)/w$ (4.44)
- $qU_a = R_{i3} + L_{di3}/dt$, где $0 \leq t < (d/w)$

Из условия непрерывности фазного тока на границах интервалов в установившемся режиме имеем:

$$\begin{aligned}
 i_{ik} &= i_{gH} \\
 i_{gk} &= i_{3H}, \quad (4.45) \\
 I_{3k} &= -I_{in}
 \end{aligned}$$

Выражения (4.45) представляют собой начальные условия, позволяющие определить единственное решение системы (4.44):

$$\left\{ \begin{aligned}
 i_1(t) &= \frac{qU_a}{R} - (1 - e^{-t/wr}) + I_{in} e^{-t/wr}, \quad \text{при } 0 \leq t < d. \\
 i_g(t) &= \frac{U_a}{R} (1 - e^{-t/wr}) + I_{2H} e^{-t/wr}, \quad \text{при } 0 \leq t < (Я - 2d). \\
 i_3(t) &= \frac{qU_a}{R} - (1 - e^{-t/wr}) + I_{3H} e^{-t/wr}, \quad \text{при } 0 \leq t < 0L.
 \end{aligned} \right. \quad (4.46)$$

Введем следующие обозначения:

$$I = \frac{U_a}{R} - \frac{d}{wr} - \frac{(Я - 2a)}{wT} : a = e : b = e \quad (4.47)$$

- При $a = L/3 \quad a = L/4 \quad a = Я/5 \quad a = L/6 \quad a = L/7 \quad a = L/8$
 $b = a \quad b = a^2 \quad b = a^3 \quad b = a^4 \quad b = a^5 \quad b = a^6$

Подставляя принятые обозначения в (4.46) и решая эту систему с учетом граничных условий, получим:

$$\begin{aligned}
 - i_{1k} &= q_1 C_1 - a) + i_{1n} a \\
 I_{2k} &= I C_1 - b) + I_{2n} b \quad \text{С 4.48)} \\
 - i_{3k} &= q_1 C_1 - a) + I_{3n} a
 \end{aligned}$$

Откуда, с учетом начальных условий (4.45), имеем:

$$\begin{aligned}
 - i_{1n} &= q_1 C_1 - a) + i_{1n} a \\
 - i_{3n} &= I C_1 - b) + I_{2n} b \quad \text{С 4.49)} \\
 \text{L } -i_{1n} &= q_1 C_1 - a) + i_{3n} a
 \end{aligned}$$

или

$$\begin{aligned}
 \text{Г} \quad I_{1n} &= - I \frac{q_1 C_1 - a) C_1 + a b) + a C_1 - b)}{1 + a^2 b} \\
 I_{2n} &= I \frac{q_1 C_1 - a)^2 - a^2 C_1 - b)}{1 + a^2 b} \quad \text{С 4.50)} \\
 \text{L } i_{3n} &= I \frac{q_1 C_1 - a)^2 + C_1 - b)}{1 + b}
 \end{aligned}$$

Подставляя полученные значения для начальных условий в систему С 4.46), получим выражения, описывающие фазные токи АД на интервалах для обобщенной кривой фазного напряжения АИН по рис.4.6:

$$\begin{aligned}
 \text{Г} \quad i_{1c}(t) &= I \left\{ q_1 \frac{C_2 - a + a b) + a C_1 - b) - 6/wr}{1 + a^2 b} e^{-\dots}, 0 \leq t \leq 6 a \right. \\
 &\quad \left. \text{С 4.51)} \right. \\
 - i_{g}(t) &= I \left\{ 1 - \frac{C_1 + a^2) - q_1 C_1 - a)^2 - 6/wr}{1 + a^2 b} e^{-\dots}, 0 \leq t \leq C_1 - 2a \right. \\
 &\quad \left. 0 < C_1 - 2a \right. \\
 \text{L } i_{3c}(t) &= I \left\{ q_1 \frac{q_1 C_1 - b + 2 a b) - C_1 - b) - 0/w}{1 + a^2 b} e^{-\dots}, 0 \leq t \leq 6 z a \right.
 \end{aligned}$$

Если $q = 0$, то кривая выходного напряжения по рис. 4.6 вырождается в одноступенчатую с двумя нулевыми площадками на первом и третьем интервалах, а система уравнений С 4.51) принимает вид:

$$\begin{aligned}
 \text{Г} \quad a C_1 - b) - 6/w \\
 1 + a^2 - 6/w \\
 1 + a^2 b
 \end{aligned}$$

$$13(0) = -I \frac{1 - v^{-0/wr}}{1 + a^v} e, \quad 0 \ll 0 \ll a$$

Первому интервалу предшествует проинвертированный третий интервал. Так как при $q = 0$ напряжения на этих интервалах равны нулю, первый и третий интервалы можно объединить. Для этого начало отсчета объединенного интервала необходимо перенести в начало предшествующего третьего интервала. Тогда система С 4.52) преобразуется к виду:

$$1140) = - I \frac{1 - v^{-0/wr}}{1 + a^v} e, \quad 0 \ll 0 \ll 2\pi$$

$$12(0) = I \left(1 - \frac{1 + a^2 - 0/wr}{1 + a^v} e \right), \quad 0 \ll 0 \ll (\pi - 2d_0)$$

Из общего решения фазных токов (4.51) можно получить частные решения для фазных токов АД, получающих питание от АИН с формами выходного напряжения, приведенными в табл.4.1.

Для кривой напряжения "1" из табл. 4.1 **С а.** - Л/3: $q = 0,5$:
 $v = a$) :

$$11(0) = \frac{I}{2} \left(1 - \frac{2-a}{1-a+a^v} e^{-0/wr} \right), \quad 0 \ll 0 \ll \pi/3$$

$$12(0) = \frac{I}{2} \left(2 - \frac{a+1}{1-a+a^v} e^{-6/wr} \right), \quad 0, < 0 \ll \pi/3 \quad (4.54)$$

$$13(0) = \frac{I}{2} \left(1 + \frac{1-2a}{1-a+a^v} e^{-0/wr} \right), \quad 0 \ll 0 \ll \pi/3$$

Частные решения (4.54) соответствуют выражениям, полученным в [184] (см. формулы (1-187), (1-188), (1-189)) для трехфазного АИН при $0_T = \pi$ с нагрузкой, фазы которой включены в звезду.

Для кривой выходного напряжения трехфазного АИН, соответствующей линейному напряжению при полном управлении с параметрами $\mu = \pi/6$, $v = a^4$, $q = 0$, решением для токов нагрузки является следующая система уравнений:

$$\begin{aligned}
 \Gamma \quad 1'1(\beta) &= -I \frac{i - d^{-6/w}}{1 + d^3} e, & 0_4 < \epsilon_q < \Pi/3 \\
 -I & & \\
 I \quad 12(0) &= 1 \left(1 - \frac{1 + d^{-6/w}}{1 + d^3} e \right), & 0 < \epsilon_s < 2\pi
 \end{aligned} \tag{4.55}$$

где $d = a\beta$

Эти частные решения общей системы (4.51) соответствуют выражениям, полученным в [1843 (см. формулы 1-155 и 1-156) для трехфазного АИН с нагрузкой, фазы которой включены треугольником.

Для аналогичной кривой выходного напряжения с параметрами $\pi = \Pi/8$; $\nu = a\beta$; $q = 0$ (кривая "2" из табл.4.1), имеем:

$$\begin{aligned}
 \Gamma \quad 1'1(\beta) &= -I \frac{1 - d^3 - 6/w}{1} e, & 0 < \beta < \Pi/4 \\
 & & + \\
 & & d^4 \\
 & & -6/w \\
 & & 4.56 \\
 & & \epsilon_s < \epsilon_q < 3\Pi/4
 \end{aligned} \tag{4.56}$$

Для двухступенчатой кривой фазного напряжения с параметрами $\pi = \Pi/4$, $\nu = a^2$, $q = 0,5$ решения для токов нагрузки на интервалах получим следующие решения:

$$\begin{aligned}
 11(\beta) &= \frac{I}{2} \left(1 - \frac{2}{1 + a^4} + a - a^3 - 6/w \right) e, & 0 < \beta < a \\
 12(0) &= \frac{I}{2} \left(2 - \frac{(1 + a)^2}{1 + a^4} - 6/w \right) e, & a < \beta < (\pi - a) \\
 13(\beta) &= \frac{I}{2} \left(1 - \frac{1 - a^2 - 2a^3 - 6/w}{1 + a^4} e \right), & 0 < \beta < a
 \end{aligned} \tag{4.57}$$

Для расчета

чину угла протекания реактивного тока бд. Если ток нагрузки меняет знак на первом интервале ($\beta < a$), то угол протекания реактивного тока определяем из системы уравнений (4.51) по условию $11(0) = 0$ при $\beta = 0$:

$$\beta d_1 = w \ln \frac{q(2 - a + a\nu) + a(1 - \nu)}{q(1 + a^\nu)} \tag{4.58}$$

Если ток нагрузки проходит через ноль на втором интервале ($0_d > d$), то угол протекания реактивного тока также определяется из системы уравнений (4.51) по условию $i(t) = 0$ при $0 = 0_d2$:

$$0_d2 = d + \omega r L_n \frac{(1 + a^2) - q(1 - a)^2}{1 + a^v}, \quad (4.59)$$

при $q = 0$ ток нагрузки при любых ее параметрах меняет знак только на втором интервале. В этом случае необходимо пользоваться выражением (4.59).

Рассмотрим в общем виде основные соотношения для простейших АИН, формирующих на выходе одноступенчатую форму напряжения с нулевыми площадками ($C_q = 0$). Вариант однофазного мостового инвертора для питания одной фазы двухфазного АД приведен на рис. 4.13. Диаграммы напряжения и токов этого инвертора показаны на рис.4.14.

Более сложные схемы АИН необходимо анализировать в каждом конкретном случае отдельно в зависимости от их топологии по методике, приведенной ниже.

Мгновенное значение входного тока однофазного АИН описываются выражением $i_2(0)$ системы уравнений (4.51). Тогда среднее значение входного тока инвертора будет равно:

$$I_{cp} = \frac{1}{T_0} \int_0^{2d} i_2(0) dt = \frac{1}{T_0} \left[\frac{2d \omega r (1 + a^2) (1 - v)}{1 + a^v} \right] \quad (4.60)$$

Среднее значение (по модулю) выходного переменного напряжения АИН при $\chi = 0$, равно:

$$U_{cp} = U_a \left(1 - \frac{2d}{\pi} \right) \quad (4.61)$$

Действующее значение этого же напряжения равно:

$$O_d = U_a \sqrt{1 - \frac{2d}{\pi}} \quad (4.62)$$

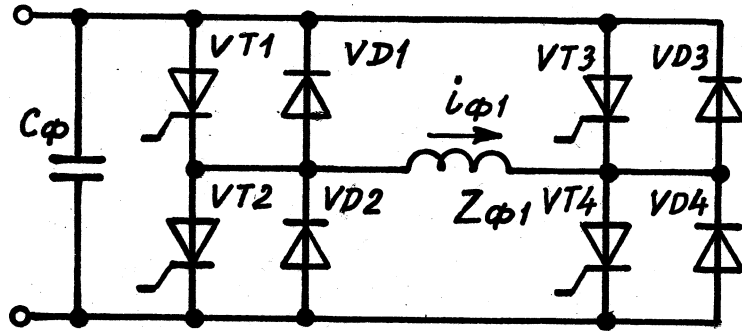


Рис. 4.13. Вариант АИН для одной фазы двухфазного АД

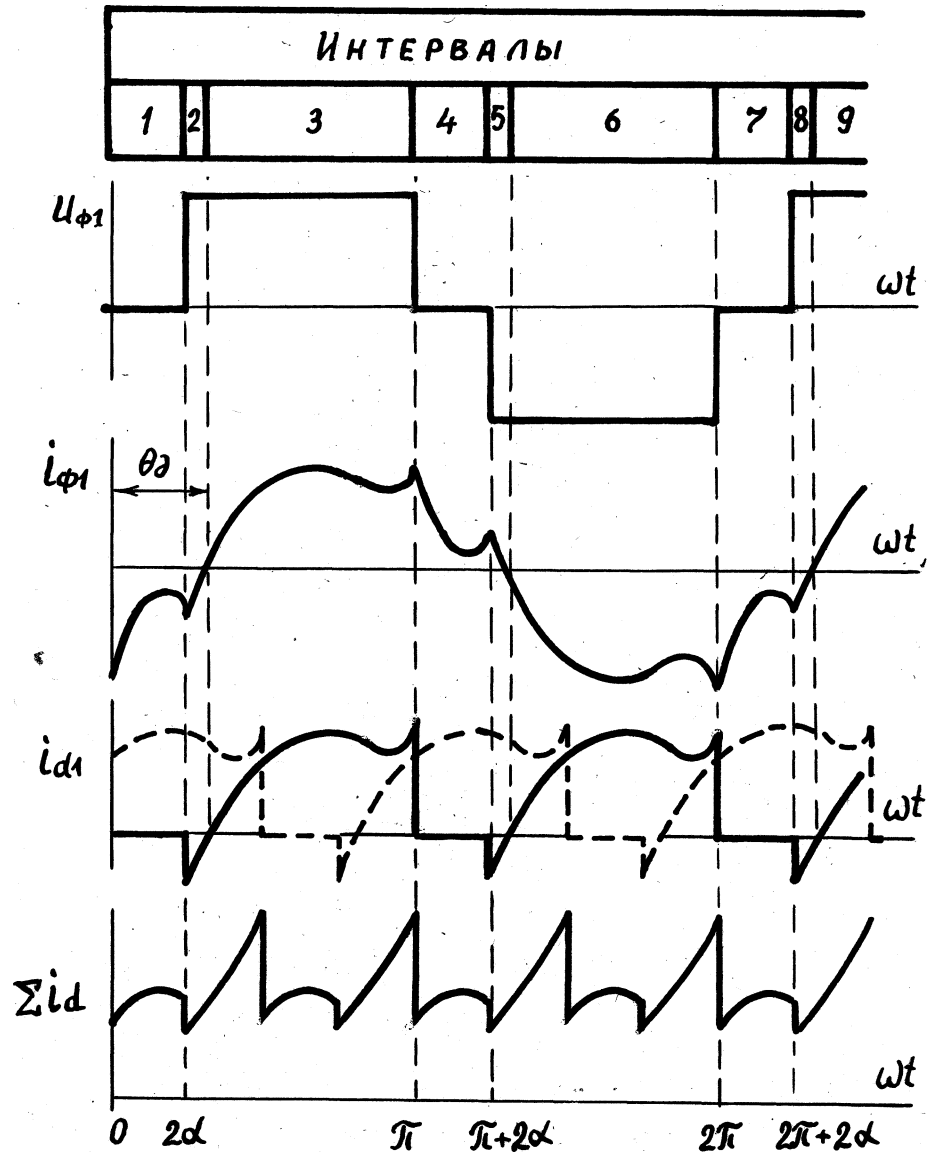


Рис.4.14. Кривые фазных тока и напряжения и входного тока двухфазного инвертора.

$$U_i = U_a \cos \varphi_{11}, \quad (4.63)$$

где $\cos \varphi_1 = 1 / \sqrt{1 + C_{wr}^2}$

Активная мощность, потребляемая нагрузкой (при пренебрежении потерями в АИН), определяется выражением:

$$P_a = \frac{U_a^2}{R} \left[\left(1 - \frac{2a}{\gamma}\right) - 2F_{1T} \frac{(1 + a^2)C_1 - \nu}{1 + a^2} \right] \quad (4.64)$$

Активная мощность, потребляемая нагрузкой АИН по первым гармоникам тока и напряжения:

$$P_1 = \frac{U_a^2 \cos^2 \varphi_{11}}{Z} - \frac{2}{51 Z \sqrt{1 + (wr)^2}} \quad (4.65)$$

4.4 Выбор рациональной структуры тяговых преобразователей

При выборе рациональной структуры и топологии тяговых преобразователей частоты для тяговых электроприводов с АД проанализируем возможные варианты силовых схем преобразователей с промежуточным звеном постоянного напряжения. Наиболее подробно изучены и отработаны силовые схемы тягового электропривода с трехфазными АД. Для них разработаны три основные схемы АИН: однофазные мостовые и полумостовые, трехфазная мостовая и схемы с фиксирующими диодами. Типовые однофазные полумостовая (ПМ) и мостовая (М1) схемы АИН показаны на рис. 4.15. Однофазная схема АИН и схема фазы мостовых инверторов с фиксирующими диодами (типа М3S) приведены на рис. 4.16.

Преобразователь типа ЗМ1 представляет собой три однофазных

моста и имеет высокие эксплуатационные характеристики. Эта схема рекомендуется для использования в области высоких мощностей.

Схема типа МЗ, представляющая собой трехфазный мост, наиболее проста и пригодна для использования в тяговых электроприводах малой и средней мощности.

Схема АИН типа МЗS пригодна для применения с высокими напряжениями питания и при больших мощностях. Эта схема имеет в два раза больше переключающих элементов, чем простой трехфазный мост МЗ. Однако, такое усложнение позволяет вдвое снизить рабочее напряжение на вентилях. С точки зрения использования мощности, режим работы тиристоров остается таким же, как и в схеме МЗ.

Сравнительные данные преобразователей типов ЗМ1, МЗ и МЗS приведены в табл.4.3. Особый интерес представляет преобразователь, состоящий из двух АИН типа МЗ, которые по питанию включаются последовательно. Этот преобразователь предназначен для питания АД с двумя изолированными трехфазными обмотками на статоре. Трехфазные мосты такого преобразователя должны формировать две синхронные системы трехфазных напряжений.

На рис.4.17 представлена схема двухфазного преобразователя, скомбинированного из двух полумостовых АИН и четырех дополнительных управляемых ключей (преобразователь типа 2ПМЮ. Электропривод с такой системой АИН-АД имеет лучшие энергетические показатели по сравнению с тяговым электроприводом, выполненным на базе преобразователей типа МЗ и трехфазных АД. Питание обмоток двухфазных АД можно осуществить и от мостовых однофазных схем 2М1 и 2М1S. Преобразователь типа 2М1S может в режиме полного управления формировать двухступенчатую кривую фазного напряжения с содержанием первой гармоники $U_1/U = 0,972$. При таком напряжении питания добавочные потери в двухфазном АД от высших гармоник снижаются в 2,5... 3 раза по сравнению с величиной добавочных потерь от высших гармо-

Таблица 4.3

Сопоставление АИН различных вариантов фазности

Схема АИН	Фазность АД								
	m = 3			m = 6	m = 2				
	МЗ	ЗМ1	МЗS	2МЗ	2ПМ	2ПМК	2ПМЗ	2М1	2М1S
Количество управл. вентильных элементов	6	12	12	12	4	8	8	8	16
Количество неупр. вентиляей	6	12	18	12	4	4	12	8	24
Рабочее напряжение вентильных элементов, о.е.	1	1	0,5	0,5	1	1	0,5	1	0,5
Установленная емкость Сф, о.е.	1	1	4	2	6	4	4	1,5	4
Рабочее напряж. Сф, о.е.	1	1	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	1	0,5
Количество выводов АД	3	6	3	6	3	3	3	4	4
Наличие фильтра высших гармоник АИН в режиме ШИМ	Да	Да	Да	Да	Нет	Нет	Нет	Нет	Нет

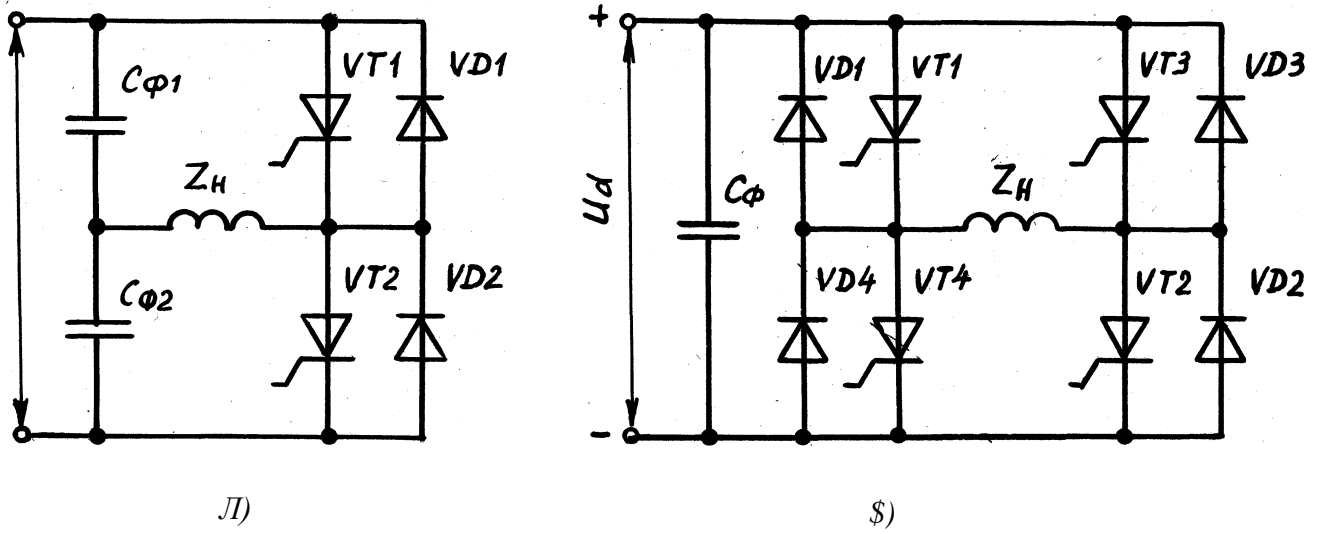


Рис. 4.45. Однофазные автономные инверторы напряжения

- а) Полумостовой СПМ)
- б) Мостовой СМ).

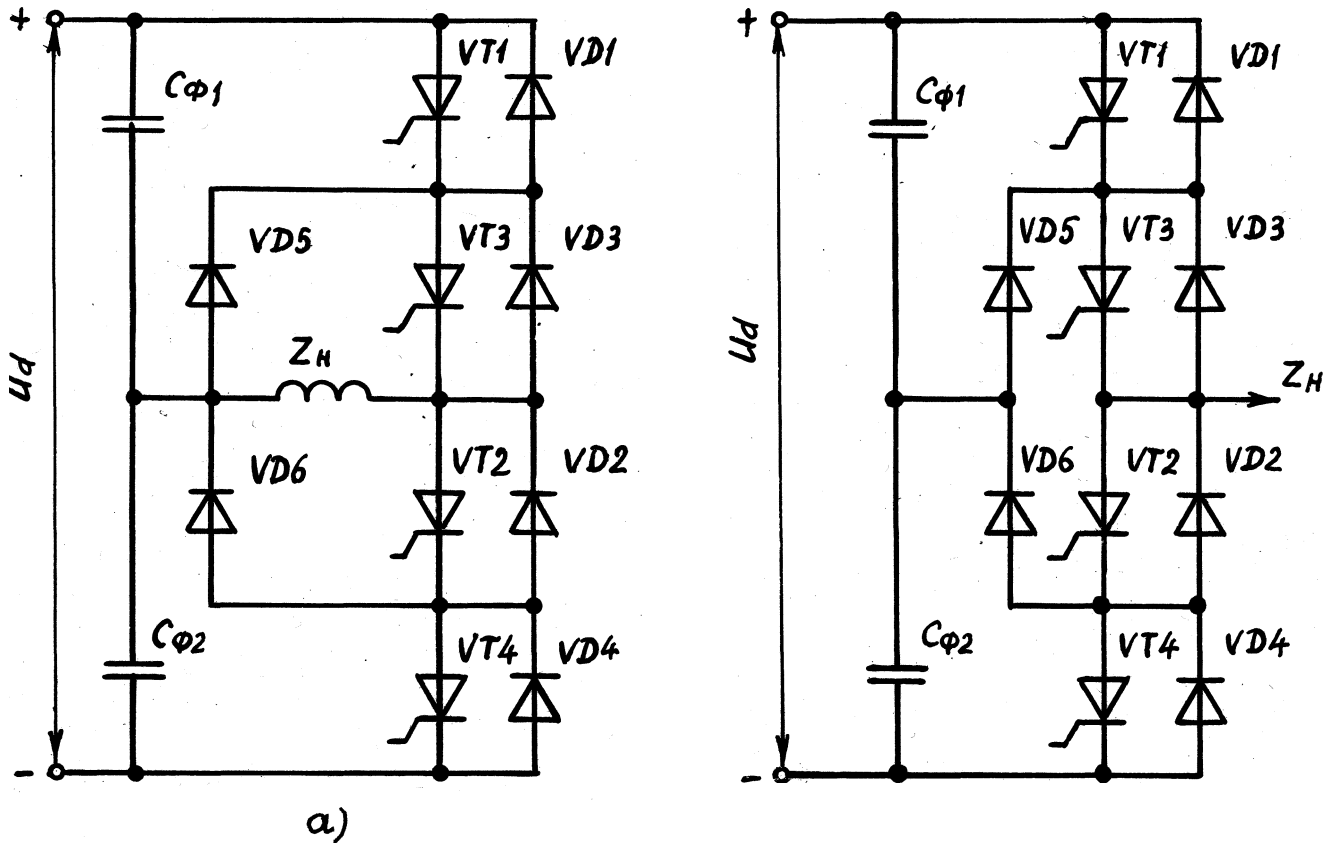


Рис. 4.16. Автономные инверторы напряжения с фиксирующими диодами:

- а) Однофазный полумостовой СПМ15)
- б) Фаза мостовых инверторов СМ1S: М3S).

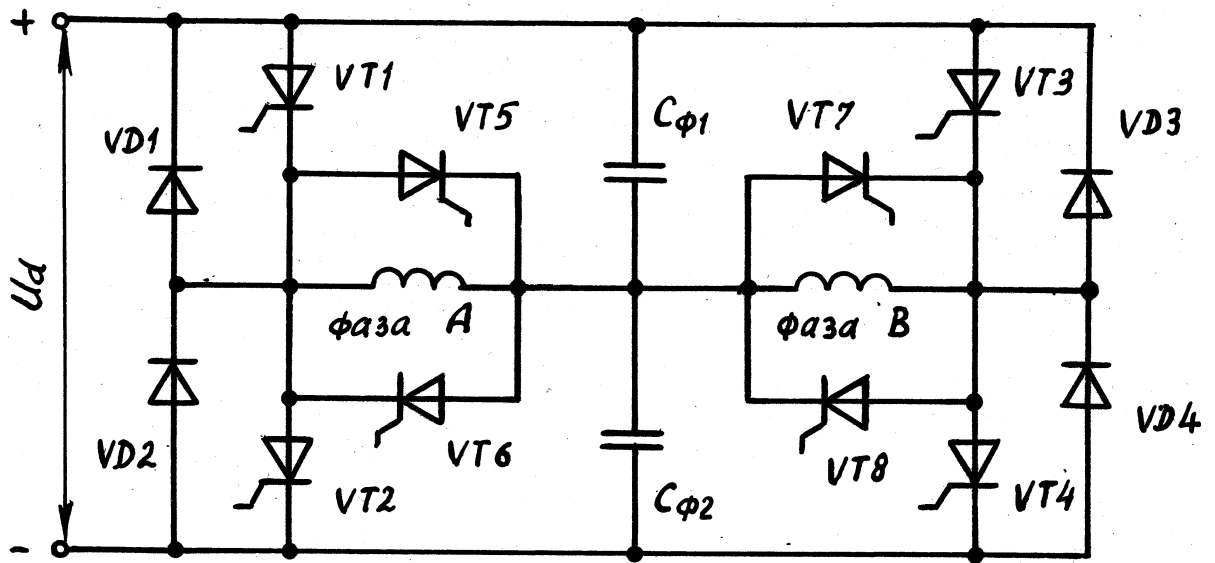


Рис. 4.17. Схема двух однофазных полумостовых комбинированных инверторов напряжения С2ПМЮ.

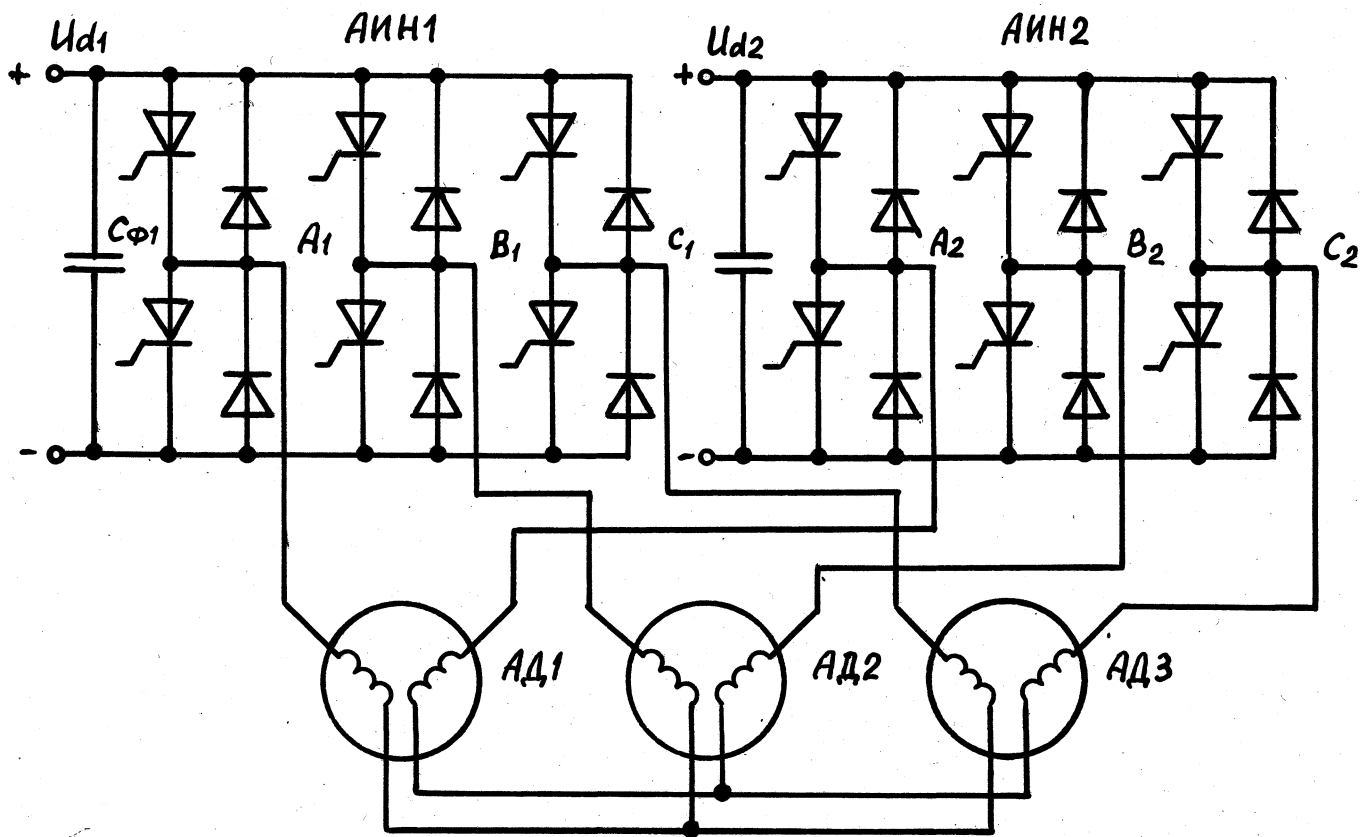


Рис. 4.18. Схема подключения трех двухфазных АД к двум мостовым трехфазным АНН С2МЗЭ.

ник в трехфазном АД при питании его от преобразователя МЗ в режиме полного управления. В последнем случае двухфазный АД должен изготавливаться с изолированными обмотками Сс (четырьмя выводами).

Сравнительные данные всех рассмотренных вариантов преобразователей частоты приведены в табл. 4.3.

Представляет интерес схема питания трех двухфазных АД от двух трехфазных мостовых АИН в режиме управления $0t \gg 5L/6$ [37], которая показана на рис. 4.18. По предварительным данным электропривод, выполненный на базе этой схемы, обладает повышенными противобоксовочными свойствами, а тяговые электродвигатели склонны к самовыравниванию нагрузок.

Результаты анализа структур и топологии статических преобразователей частоты показывают, что наиболее перспективными для применения на тепловозах с АД являются варианты тягового электропривода с двухфазными АД и преобразователями типа 2ПМБ и 2ПМК.

4.5 Распределение магнитного потока в воздушном зазоре АД при несинусоидальном питании

В настоящее время широкое распространение получили автоматизированные электроприводы с частотно-управляемыми АД и статическими преобразователями частоты. В качестве одного из основных допущений, принимаемых при исследовании электромагнитных процессов в системе ПЧ-АД, является предположение о том, что кривая распределения магнитного поля в воздушном зазоре АД подчиняется синусоидальному закону. Сделаем оценку погрешности этого допущения. Для этого проанализируем кривую магнитного потока АД при питании его несинусоидальным напряжением, формируемым на выходе преобразователя. В общем виде кривая фазного напряжения АД имеет вид, показанный на рис. 4.6. Варьируя параметрами q и a , можно задать любую фор-

му фазного напряжения, в том числе и оптимизированные напряжения, приведенные в табл. 4.1. Если пренебречь величиной падения напряжения на полном сопротивлении статора и считать, что фазное напряжение АД непосредственно приложено к намагничивающему контуру, то из рассмотрения исключаются магнитные потоки рассеяния обмотки статора. В этом случае отклонение распределения реальной кривой магнитного потока в воздушном зазоре машины от синусоидального закона будет заведомо меньше, чем в случае, когда мгновенные значения магнитного потока определяются прямым интегрированием кривой фазного напряжения. Соотношение между мгновенными значениями фазного напряжения и магнитным потоком при этих условиях (согласно закону Фарадея) равно:

$$U_a(t) = - e(t) = K_u W \frac{d\phi(t)}{dt}, \tag{4.66}$$

где W — число витков фазной обмотки АД;
 K_u — обмоточный коэффициент.

На соответствующих интервалах интегрирования магнитный поток изменяется по линейному закону, так как на этих интервалах фазное напряжение $U_a(t)$ сохраняет постоянную величину. На полупериоде питающего напряжения четко выражены три интервала интегрирования, на которых:

$$- e(t) = \begin{cases} qU_a - \text{const} & \text{при } 0 \leq t < d/w \\ U_a = \text{const} & \text{при } d/w \leq t < (31 - a)/u \\ qU_a = \text{const} & \text{при } (31 - a)/u \leq t < 31/u \end{cases} \tag{4.67}$$

В соответствии с выражениями (4.66) и (4.67) мгновенное значение магнитного потока АД на интервалах описывается уравнениями:

$$\phi(t) = \frac{qU_a}{K_u W} t + A_1, \quad 0 \leq t < d/w$$

$$\begin{aligned} \Phi_2(t) &= \frac{U_a}{K_u W} (t - d/u) + A_2, \quad d/u \leq t \leq (L-a)/u \\ & \hspace{25em} (4.68) \\ \Phi_3(t) &= \frac{U_a}{K_u W} C t - (Я - d_0/w_1 + A_3, \quad (Я - a)/u \leq t \leq L/u \\ & \hspace{25em} W \end{aligned}$$

где A1: A2: A3 - постоянные интегрирования.

Постоянные интегрирования определяются из условия непрерывности магнитного потока на границах интервалов :

$$\begin{aligned} - \Phi_{1к} &= \Phi_{1н} \\ \Phi_{2к} &= \Phi_{2н} \\ \Phi_{3к} &= - \Phi_{3н} \end{aligned} \hspace{10em} (4.69)$$

где индексы "н" относятся к мгновенным значениям магнитного потока в начале соответствующего интервала, а индексы "к" - в конце соответствующего интервала.

Решив уравнения (4.68) с учетом начальных условий (4.69) и переходя из временной области к угловым переменным, получим:

$$\begin{aligned} \Phi_1(\theta) &= \frac{U_a}{K_u W} - C q e^{-[\theta - d \cdot (1 - q)]}, \quad 0 \leq \theta \leq \theta_1 \\ \Phi_2(0) &= \frac{U_a}{K_u W} < (0 - a) - [(L/2) - a]?, \quad 0 \leq (Я - a) \\ \Phi_3(\theta) &= \frac{U_a}{K_u W} < \epsilon (\epsilon - Я + c_1) < [(L/2) - a.] \}, \quad (Я - a) \ll 8 \times Я \end{aligned}$$

Систему уравнений (4.70) можно представить в упрощенном виде:

$$\begin{aligned} \Phi_1(\theta) &\ll \frac{U_a}{K_u W} [q\theta - D + qdJ, \quad 0 \leq \theta \leq \theta_1 \\ - \Phi_2(0) &= \frac{U_a}{K_u W} [\epsilon - d], \quad 0 \leq \epsilon \ll 2D \quad (4.71) \\ \Phi_3(0) &= \frac{U_a}{K_u W} [q\theta + D], \quad 0 \leq \epsilon \ll cL \end{aligned}$$

где D = (L/2) - o.

График функции Ф(иi) приведен на рис. 4.19.

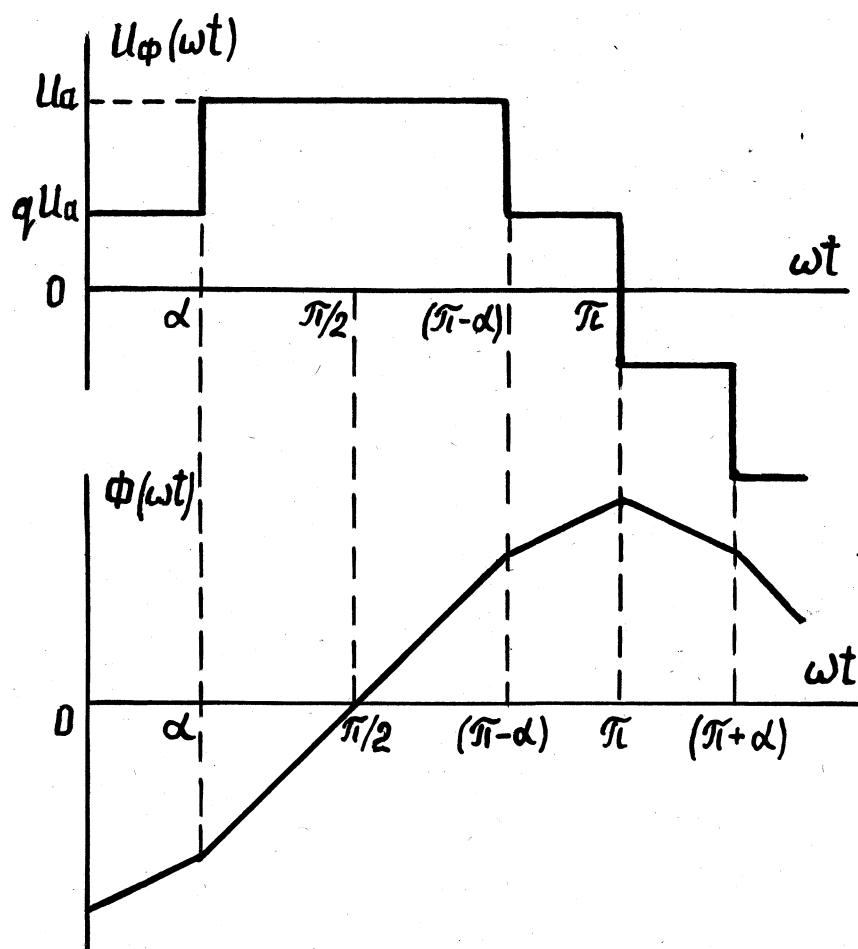


Рис.4.13. К определению распределения кривой магнитного потока в воздушном зазоре асинхронной машины.

Определим среднее значение магнитного потока по модулю:

$$\Phi_{\text{ср}} = \frac{2 \Gamma}{L_0} \int_0^{L/2} J \left[q C_8 - D \right] + D \, dO = \frac{U_a}{L w K_w W} \left[\left(\frac{L}{2} \right)^2 - a C_1 - q \right] \quad \text{С 4.72)}$$

Действующее значение магнитного потока:

$$\Phi = \frac{U_a / 2 \Gamma 2 \Gamma}{w K_w W \sqrt{L_0}} \int_0^{L/2} [J \epsilon dQ + J C q Q + D] d\delta = \frac{U_a}{w K_w} \sqrt{\frac{2}{\pi} \left[\frac{2}{3} \left(\frac{\beta}{3} + q \right) C + D \right]} \quad \text{С 4.73)}$$

Если начало координат перенести в точку, в которой функция магнитного потока проходит через ноль от отрицательной полуволны к положительной, то эта функция будет нечетной и будет обладать симметрией III рода. Тогда функция магнитного потока будет иметь отличные от нуля коэффициенты только при синусных составляющих разложения этой функции в гармонический ряд. коэффициенты определяются формулой

$$B_{C_{2k+1}} = \frac{1}{L_0} \int_0^{L/2} f(\Phi C \epsilon) \sin(2k+1)\epsilon \, d\epsilon = \frac{4 U_a}{L w K_w W} \int_0^{L/2} \sin(2k+1)\epsilon \, d\epsilon = \frac{4 U_a}{L w K_w W} \frac{\sin C_{2k+1}}{(2k+1)^{\wedge}} \frac{\sin \left((2k+1) M L / 2 \right)^3 - 3 \sin(2k+1) D}{q}$$

Тогда первая гармоника кривой магнитного потока равна:

$$\Phi_1 = \frac{2 \sqrt{2} U_a}{L w K_w W} [q + (1 - q) \sin \delta], \quad \text{С 4.74)}$$

Содержание первой гармоники в общем действующем значении кривой магнитного потока (коэффициент искажения) определяется соотношением :

$$K_{\text{и}} = \frac{\Phi_1}{\Phi} = \frac{2[q + (1 - q) \sin \alpha]}{\frac{1}{V} \left[\frac{2A}{3} + \mu \right] + qd \left(\frac{2qrL}{3} + \xi \right)} \quad (4.75)$$

Коэффициент гармоник равен:

$$K_{\text{Г}} = \frac{K_{\text{и}}^2}{VI} \quad (4.76)$$

Коэффициент формы кривой магнитного потока равен:

$$K_{\text{Ф}} = \frac{\Phi V}{\Phi_{\text{ФР}}} = \frac{\frac{1}{4Y} \left[\frac{2G}{3} + \mu \right] + qd \left(\frac{2qa}{3} + \xi \right)}{\left[\left(\frac{L}{2} \right)^2 - (1 - q)d \right]} \quad (4.77)$$

Результаты расчетов, выполненных на основе полученных выражений для различных форм фазного напряжения (см.табл. 4.1), сведены в табл. 4.4. Приведенные данные показывают, что по коэффициенту формы, по содержанию основной гармоники в общем действующем значении, по коэффициенту гармоник для всех рассмотренных форм фазных напряжений кривые магнитного потока весьма приближены к синусоиде (погрешность коэффициента искажения синусоиды не превышает 1,5 %).

Магнитный поток в воздушном зазоре асинхронной машины при ($t \gg 2$) является результатом взаимодействия МДС всех фаз обмоток статора и ротора. Теоретический анализ кривой полного магнитного потока, выполненный в настоящем разделе, а также результаты экспериментальных исследований на натуральных образцах трехфазных тяговых асинхронных электродвигателей типа ЭД-900 с вложенными в пазы статора измерительными обмотками и на макетном образце двухфазного АД мощностью 12 квт подтверждают, что при заданных типах кривых фазного напряжения кривая распределения магнитного поля в воздуш-

Таблица 4.4

Расчет основных параметров кривой магнитного потока АД

Параметр	Значение параметра					
	Л/8'	Л/6'	Л/4'	Л/4	Л/4	Л/3'
<i>a</i>						
<i>b</i>		Л/3	зл/ю	Л/4	Л/4	Л/6
<i>Q</i>	0	0	0,3541	0,4142	0,5	0,5
K_{Φ}	1,1313	1,1180	1,1121	1,1129	1,1188	1,1066
$K_{и}=\Phi_1/\Phi$	0,9985	0,9989	0,9996	0,9997	0,9995	0,9989
$K_{Г}$	0,0549	0,0463	0,0285	0,0247	0,0320	0,0463

ном зазоре мало отличается от синусоиды. Поэтому допущение о синусоидальном распределении магнитного потока в воздушном зазоре АД правомерно.

Выводы по РАЗДЕЛУ 4

Выполнен анализ временных гармоник магнитного поля в воздушном зазоре многофазных асинхронных машин несинусоидальным напряжением от преобразователя частоты. Показано, что для выполнения условий электрического равновесия асинхронной машины с симметричной m -фазной обмоткой на статоре (где $m \geq 2$), питаемой напряжением несинусоидальной формы от преобразователя частоты, необходимо, чтобы Формы напряжения питания, приложенного к фазе асинхронной машины, и суммарной ЭДС в данной Фазе от действия всех Фазных обмоток были тождественны. Это достигается вариацией числа фаз системы с одновременным Формированием определенной Формы питающего напряжения. В двухфазной асинхронной машине, оси Фазных обмоток которой взаимно перпендикулярны, условия электрического равновесия и, соответственно, условия электромагнитной совместимости с преоб-

разователем частоты выполняются при любой форме приложенного напряжения вследствие того, что все временные гармоники напряжений в сопряженной фазе тождественно равны нулю.

Разработаны достаточно простые методики синтеза оптимальной формы фазного напряжения для асинхронной машины произвольной фазности:

- заданному по годографу обобщающего вектора магнитного поля:
- методом гармонического анализа.

Под оптимальной формой фазного напряжения асинхронной машины понимается такая, которая не приводит к излишнему усложнению схемотехники АИН, имеет высокое содержание основной гармоники в общем действующем значении, а также обеспечивает полную электромагнитную совместимость системы АИН-АД во всех рабочих режимах. По указанным методикам синтезированы и исследованы оптимальные кривые фазного напряжения для АД различной фазности. Рекомендовано применение в асинхронном тяговом электроприводе двухфазных АД, что дает возможность упростить силовую схему тягового электропривода за счет исключения из нее громоздких фильтров высших гармоник и силовых контакторов переменного тока, существенно сократить расход меди и дефицитных электротехнических материалов, повысить тягово-энергетические характеристики автономного электропривода в номинальном режиме и при скоростях выше номинальной.

Выполнен теоретический анализ электромагнитных процессов в двухфазной системе АИН-АД при обобщенной кривой фазного напряжения. Получены расчетные соотношения, позволяющие определить все параметры системы, необходимые при проектировании.

Проведено сопоставление схем тяговых автономных инверторов напряжения, на базе которого рекомендованы рациональные структуры двухфазных систем АИН-АД, позволяющие упростить силовую схему тягового электропривода автономного локомотива.

РАЗДЕЛ 5

АВАРИЙНЫЕ РЕЖИМЫ И ЗАЩИТА СИСТЕМЫ ГЕНЕРАТОР - НЕУПРАВЛЯЕМЫЙ ВЫПРЯМИТЕЛЬ"

5.1 Состояние проблемы и задачи исследования

Обеспечение условий безопасности движения и необходимость повышения надежности автономных локомотивов потребовали проведения дополнительных исследований возможных аварийных состояний в силовых цепях ТЭП с целью создания эффективных средств защиты основного электрооборудования. При создании эффективных средств защиты тягового электрооборудования и электропередач новых тепловозов следует учитывать опыт, накопленный в процессе разработок аналогичных систем для тепловозов с электропередачами постоянного и переменного-постоянного тока, а также специфические качества мощных преобразовательных установок.

Для структуры ТЭП новых зарубежных тепловозов с асинхронными двигателями характерно наличие промежуточного контура постоянного напряжения. В целом структурная схема ТЭП таких тепловозов выглядит следующим образом: СГ-В-Ф-АИН-АД.

Видно, что первая часть указанных ТЭП (СГ-В), совпадает со схемой ТЭП тепловозов переменного-постоянного тока. Система СГ-В достаточно подробно исследована как, с точки зрения, анализа электромагнитных процессов при авариях, так и, с точки зрения, синтеза эффективных средств защиты от различных видов повреждений.

Система АИН-АД является специфической частью ТЭП переменного тока, от надежной работы которой зависит надежность как ТЭП, так и тепловоза в целом.

Поэтому проблему защиты электрооборудования тепловозов переменного тока целесообразно рассматривать по двум направлениям:

защита системы СГ-В и защита системы АИН-АД. В настоящем разделе рассматривается первое из этих направлений.

Трудность защиты тепловозных систем СГ-В заключается в том, что система СГ-В допускают длительную работу в различных режимах, связанных с глубоким регулированием напряжения при изменении частоты вращения ротора СГ в широких пределах.

Наиболее характерными аварийными режимами в силовых цепях системы СГ-В тепловозов переменного-постоянного и переменного тока являются следующие:

- в СГ имеют место одно-, двух- или трехфазные замыкания обмоток генератора: замыкания обмотки статора на корпус: межвитковые замыкания фазы генератора С последние, как правило, приводят к междуфазным замыканиям, либо к замыканиям на корпус):
- в В возможны пробой одного или более вентилях, короткие замыкания в силовых цепях на стороне переменного или постоянного тока.

Указанные повреждения В приводят к коротким замыканиям фаз тягового СГ и к появлению сверхтоков короткого замыкания. Повреждения в СГ сопровождаются появлением ударных токов короткого замыкания, оказывающие значительное термическое и электродинамическое воздействие на его узлы и способны вывести генератор из строя. Особенно опасны электродинамические усилия, которые воздействуют на лобовые части обмоток. Они пропорциональны квадрату тока и могут вызвать повреждение изоляции и ее пробой, а также привести к нарушению контакта и распайке секций обмоток.

Для тепловозов с любым видом ТЭП характерны также аварийные режимы, связанные с пробоем или перетиранием изоляции кабелей, замыканием на корпус токоведущих частей коммутационной аппаратуры. Такие аварийные состояния сами по себе могут не приводить к возникновению режимов короткого замыкания в силовых цепях, однако они повышают вероятность возникновения замыкания на корпус.

В настоящее время защита от различных видов замыканий тепловозного силового электрооборудования на землю осуществляется с помощью реле заземления [64]. Схема защиты от замыканий на землю срабатывает при протекании по катушке реле заземления тока, превышающего установленный уровень, и воздействует на коммутационную аппаратуру с целью разборки схемы возбуждения и отключения нагрузки тягового генератора. На отечественных тепловозах переменного-постоянного тока для защиты силовых цепей кроме реле заземления применяют схему защиты с двумя реле максимального тока [138]. Первое из них питается от трансформатора постоянного тока, измеряющего постоянный ток на выходе выпрямителя, а второе устанавливается между нулевыми точками двух звезд генератора (при параллельном соединении выпрямительных мостов) и срабатывает при появлении постоянной составляющей напряжения между этими нулевыми точками (режимы внутренних коротких замыканий в фазах генератора тоже сопровождаются появлением постоянной составляющей напряжения между нулями звезд СТ).

На тепловозах переменного-постоянного тока серий SD и GP, выпускаемых фирмой General Motors (США) [140], и на отечественных тепловозах 2ТЭ121, 2ТЭ126, ТЭ136 для защиты В от пробоя вентилей используются также быстродействующие предохранители, устанавливаемые последовательно с каждым диодом. На многих зарубежных локомотивах (например, на электровозах серии Rs в Швеции, электропоездах серии ET в ФРГ [130], тепловозах серии 67300 во Франции) также распространенным является использование плавких быстродействующих предохранителей для защиты преобразовательной установки.

Защита от замыканий на корпус осуществляется с помощью реле заземления. Для защиты от коротких замыканий используются устройства измерения и сравнения токов на стороне переменного и постоянного тока В. Для защиты В при пробое вентилей применяются ре-

ле постоянного напряжения, включаемые между нулями звезд тягового СГ. Как правило, все устройства защиты воздействуют на снятие возбуждения СГ с последующей разборкой силовой схемы. Такие устройства защиты обладают малым быстродействием.

Лучшие характеристики по времени срабатывания обеспечивает устройство защиты, установленное на тепловозе Kestrel1 фирмы Brush (Великобритания) [59]. Оно включает короткозамыкатель с электронной схемой управления. Одновременно с короткозамыкателем по сигналу измерительных узлов устройства защиты происходит снятие возбуждения с тягового генератора. Защита от токов короткого замыкания срабатывает при 180%-ной перегрузке по току и обеспечивает включение световой сигнализации: в случае пробоя вентиля в выпрямителе производится индикация места пробоя вентиля.

Таким образом, используемые на существующих тепловозах устройства защиты, основанные на измерении и сравнении линейных токов генератора, либо потенциалов нулевых точек обмоток статора малоэффективны из-за низкой чувствительности и слишком низкого быстродействия. Поэтому поиск эффективных мер защиты, теоретическое обоснование их принципа действия и создание конкретных устройств на их основе являются актуальными и в настоящее время.

Автором выполнены исследования электромагнитных процессов в системе СГ-В в нормальных и аварийных режимах и проведен поиск новой логической взаимосвязи между ними, направленный на гарантированное выявление возникающих аварийных состояний. Ниже приведены результаты исследований электромагнитных процессов в цепи тягового двухобмоточного синхронного генератора, работающего на последовательно или параллельно включенные выпрямительные мосты, в нормальных и аварийных режимах и предложены более эффективные устройства защиты логического типа [17,18,1161.

5.2 Исследование электромагнитных процессов системы СГ-В с двумя выпрямительными мостами

5.2.1. Исследование электромагнитных процессов системы СГ-В с последовательно включенными выпрямителями.

5.2.1.1. Допущения:

- вентили выпрямительных установок идеальны:
- не учитывается коммутация вентилей выпрямителя:
- фазные напряжения звезд синхронного генератора синусоидальны, симметричны, их амплитудные значения одинаковы:
- процессы рассматриваются в установившихся режимах.

5.2.1.2. Нормальный режим.

В нормальном режиме на выходе каждого из выпрямительных мостов период пульсации переменной составляющей напряжения равен $\pi/3$. Достаточно определить мгновенные значения на выходе моста U_{V1} на интервале $[\pi/6; \pi/2]$ (рис.5.1.), принимая за начало отсчета момент прохождения напряжения фазы А через ноль:

$$U_{V1}(wt) = \sqrt{3} U_m \sin Cwt + \pi/6), \quad \text{С 5.1)}$$

где $U_{V1}(wt)$ - мгновенное значение напряжения на выходе моста:

U_m - амплитуда фазного напряжения генератора.

Среднее значение U_{V1} за период :

$$U_{V1} = \frac{\int_{\pi/6}^{\pi/2} \sqrt{3} U_m \sin Cwt + \pi/6) dwt}{\pi/6} = 1,75 U_m: \text{С 5.2)}$$

Определим мгновенные значения напряжения на выходе моста $V2$ учитывая, что вторая звезда генератора сдвинута относительно первой на произвольный угол ψ может принимать любые значения в пределах $0 \leq \psi \leq \pi/3$).

На интервале $\pi/6 + \psi \leq wt \leq \pi/2 + \psi$ имеем:

$$U_{v2}(t) = \frac{1}{\sqrt{3}} U_m \sin(\omega t + \pi/6), \quad (5.3)$$

где $U_{v2}(t)$ – мгновенное значение напряжения на выходе моста.

Определим мгновенные значения напряжения на нагрузке:

$$U_d(t) = U_{v1}(t) + U_{v2}(t), \quad (5.4)$$

где $U_d(t)$ – мгновенное значение напряжения на нагрузке.

На интервале $\pi/6 \leq \omega t < \pi/2$:

$$U_d(t) = 2 \frac{1}{\sqrt{3}} U_m \cos(\omega t - \pi/2) \sin(\omega t + \pi/3) = \frac{2}{\sqrt{3}} U_m \cos(\omega t - \pi/6) \sin(\omega t + \pi/3) \quad (5.5)$$

На интервале $\pi/2 \leq \omega t < \pi$:

$$U_d(t) = 2 \frac{1}{\sqrt{3}} U_m \cos(\omega t) \sin(\omega t + \pi/6) = \frac{2}{\sqrt{3}} U_m \cos(\omega t) \sin(\omega t + \pi/6) \quad (5.6)$$

Диаграммы фазных напряжений СГ и выходных напряжений выпрямительных мостов в нормальном режиме представлены на рис 5.2.

5.2.1.3. Аварийные режимы.

Рассмотрим аварийные режимы генератора и выпрямительных мостов. Аварийные режимы работы возникают при [116,1901 :

- выходе из строя одного или более вентилях В:
- коротком замыкании на стороне постоянного тока:
- коротких замыканиях на стороне переменного тока.

Рассмотрим каждый из этих режимов в отдельности :

а) Определим мгновенные значения $U_{v1}(t)$ при выходе из строя одного вентиля, например, вентиля 5 моста VI (Сем.рис.5.1). На интервалах $\pi/6 \leq \omega t < \pi/2$ и $\pi/2 \leq \omega t < \pi$ работа выпрямителя ничем не отличается от работы в нормальном режиме. На интервалах $\pi/6 \leq \omega t < \pi/3$ и $\pi \leq \omega t < 3\pi/2$ выпрямитель работает в режиме двухфазного короткого замыкания, мгновенные значения напряжения на этих интервалах :

3

$$U_{v1}(t) = \frac{1}{\sqrt{3}} U_m \sin(\omega t + \pi/3) \quad \text{при } \pi/6 \leq \omega t < \pi/3 \quad (5.7)$$

3

$$U_{v1}(t) = \frac{1}{\sqrt{2}} U_m \sin(\omega t - \pi), \quad \text{при } \pi \leq \omega t < 3\pi/2 \quad (5.8)$$

2

На интервале с $2\pi/3 \leq \omega t \leq \pi$ все три фазы замкнуты через пробитый ventиль :

$$U_{v1}(\omega t) = 0. \quad (5.9)$$

Диаграмма напряжения на выходе моста $V_{1}(\omega t)$ при пробое ventиля 5 представлена на рис. 5.3а. Среднее значение U_{v1} за период:

$$\frac{\sqrt{3}U_m}{\pi} \int_{\pi/6}^{\pi/2} \sin(\omega t) d\omega t + \frac{3U_m}{\pi} \int_{\pi/2}^{5\pi/6} \sin(\omega t) d\omega t + \frac{2U_m}{\pi} \int_{5\pi/6}^{\pi} \sin(\omega t) d\omega t$$

$$\frac{3U_m}{4\pi} \int_{\pi/6}^{\pi/2} \sin(\omega t) d\omega t + \frac{\sqrt{3}U_m}{2\pi} \int_{\pi/2}^{5\pi/6} \sin(\omega t) d\omega t + \frac{U_m}{2\pi} \int_{5\pi/6}^{\pi} \sin(\omega t) d\omega t$$

$$\frac{\sqrt{3}U_m}{\pi} \int_{\pi/6}^{\pi/2} \sin(\omega t) d\omega t = 1,06 U_m.$$

б) Определим мгновенные значения $U_{v1}(\omega t)$ при пробое двух ventилей в анодной группе разных фаз одного моста, например, ventилей 1 и 3 (см. рис. 5.1).

На интервале с $\pi/3 \leq \omega t \leq 2\pi/3$ возникает режим двухфазного короткого замыкания :

$$U_{v1}(\omega t) = \frac{3}{2} U_m \sin(\omega t - \pi/3). \quad (5.10)$$

На интервалах $0 < \omega t < \pi/3$ и $2\pi/3 < \omega t < \pi$ все три фазы замкнуты накоротко :

$$U_{v1}(\omega t) = 0. \quad (5.11)$$

Диаграмма напряжений на выходе моста V_{1} при пробое ventилей 1 и 3 представлена на рис. 5.3б.

Среднее значение U_{v1} за период :

$$U_{v1} = \frac{4\sqrt{3}U_m}{3\pi} \int_{\pi/3}^{2\pi/3} \sin(\omega t - \pi/3) d\omega t = 0,48 U_m$$

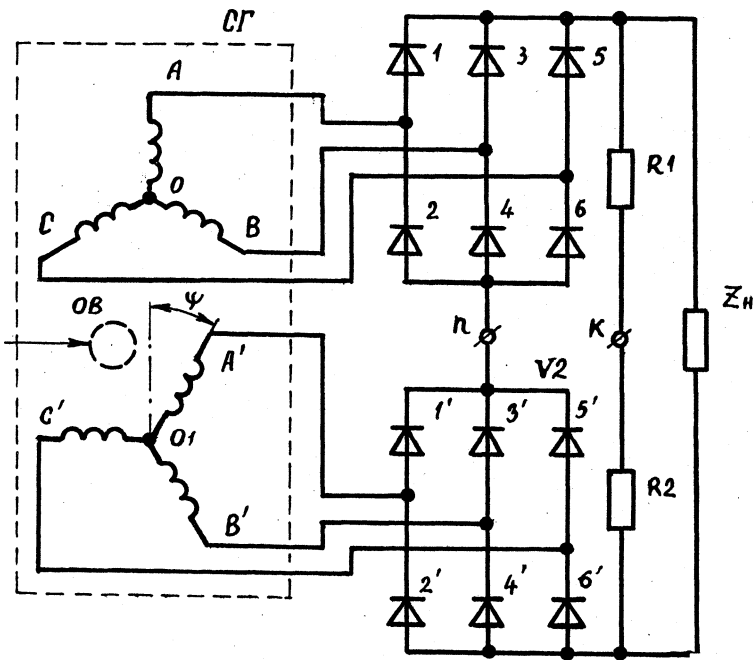


Рис.5.1 Схема тяг©вог© СГ, работающего на поелед©вательн© включенные трехфазные выпрямительные мосты.

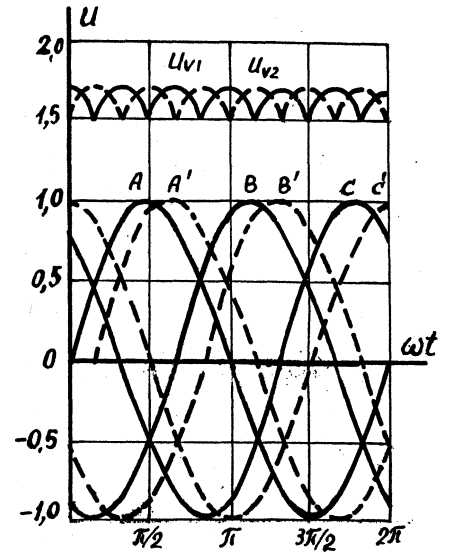


Рис.5.2 Диаграммы фазных напряжений на выходе мостов V1 и V2 в нормальном режиме (1* = 'Я/б)

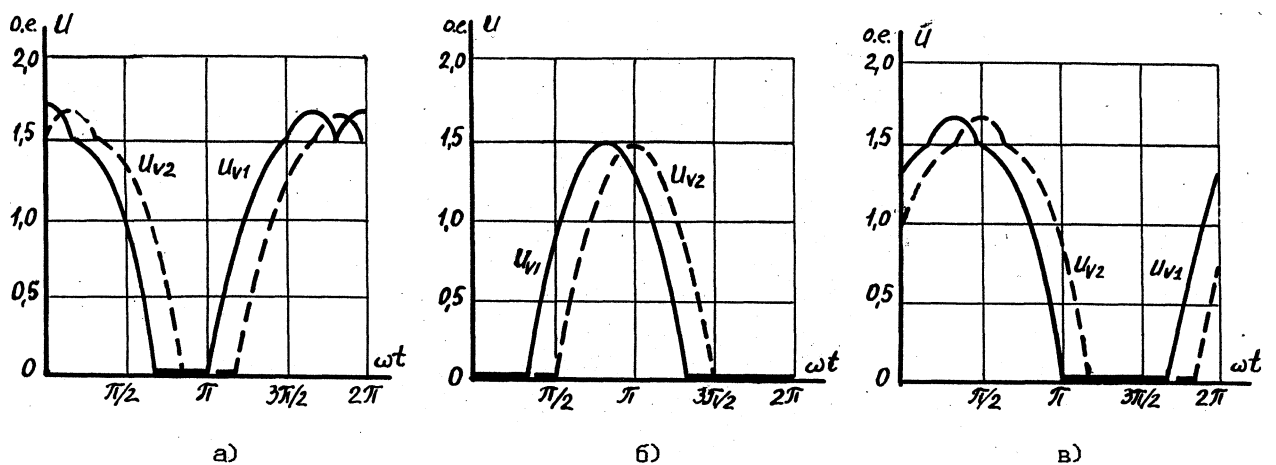


Рис.5.3 Диаграммы напряжений на выходе моста V1 (V2) при пробое вентилей 9И/б)
 а) 5 (S'); б) 1 и 3 d' и 3'); в) 1 и 4 (i' и 4').

в) Определим мгновенные значения $U_{vl}(wt)$ при пробое двух вентилях в разных группах (анодной и катодной) разных фаз, например, 1 и 4 (см. рис.5.1).

На интервале $(\pi/6 < wt < \pi/2)$ - нормальный режим и :

$$U_{vl}(wt) = \sqrt{3} U_m \sin(wt + \pi/6). \quad (5.12)$$

На интервалах $(0 \ll wt \ll \pi/6)$: $(\pi/2 \ll wt \ll \pi)$: $(5\pi/3 < wt < 2\pi)$ возникает режим двухфазного короткого замыкания:

$$U_{vl}(wt) = \frac{3}{2} U_m \sin(wt + \pi/3), \text{ при } 0 \ll wt \ll \pi/6 \quad (5.13)$$

$$U_{vl}(wt) = \frac{3}{2} U_m \sin wt, \quad \text{при } \pi/2 < wt < \pi \quad (5.14)$$

$$U_{vl}(wt) = \frac{3}{2} U_m \sin(wt - 5\pi/3), \text{ при } 5\pi/3 < wt < 2\pi \quad (5.15)$$

Диаграмма напряжений на выходе моста VI при пробое вентилях 1 и 4 представлена на рис. 5. Зв.

Среднее значение	U _{vl}	за период	:
$\pi/6$	$\pi/2$		
$\frac{3U_m}{4\pi} \int_0^{\pi/6} \sin(wt + \pi/3) dt +$	$\frac{\sqrt{3}U_m}{231} \int_{\pi/2}^{\pi} \sin(wt + \pi/6) dt +$		
$\frac{3U_m}{431} \int_{\pi/2}^{\pi} \sin wt dt +$	$\frac{3U_m}{431} \int_{5\pi/3}^{2\pi} \sin(wt - 5\pi/3) dt -$		$0,77U_m.$

г) Анализ работы силовой установки показывает, что при пробое двух вентилях одной фазы, а также трех и более вентилях одного моста все три фазы, питающие этот мост, замкнуты накоротко и:

$$U_{vl}(wt) = 0. \quad (5.16)$$

д) Рассмотрим работу моста при коротких замыканиях на стороне переменного тока.

При коротком замыкании одной фазы СГ, например, фазы С, на выходе моста - выпрямленное линейное напряжение $U_{ав}$ с периодом

пульсации, равным π (см. рис. 5.4а). Определим мгновенные значения $U_{v1}(wt)$ на интервале $\pi/3 \leq wt \leq 2\pi/3$:

$$U_{v1}(wt) = \sqrt{3} U_m \sin(\omega t - \pi/6) \quad (5.17)$$

Среднее значение U_{v1} за период :

$$U_{v1} = \frac{\int_{\pi/3}^{2\pi/3} \sqrt{3} U_m \sin(\omega t - \pi/6) \omega dt}{\pi/3 - \pi/6} = 1,1 U_m$$

При коротком замыкании между двумя фазами на выходе моста образуется пульсирующее напряжение с периодом, равным π (см. рис. 5.4в). Определим мгновенные значения U_{v1} на интервале $\pi/3 \leq wt \leq 2\pi/3$:

3

Среднее значение U_{v1} за период :

$$U_{v1} = \frac{\int_{\pi/3}^{2\pi/3} \sqrt{3} U_m \sin(\omega t - \pi/3) \omega dt}{\pi/3 - \pi/6} = 0,96 U_m$$

При коротком замыкании между тремя фазами СГ напряжение на выходе моста равно нулю:

$$U_{v1}(wt) = 0 \quad (5.19)$$

е) При коротком замыкании на стороне постоянного тока оба моста (VI и V2) замкнуты накоротко и напряжение на выходе обоих мостов отсутствует:

$$U_{v1}(wt) = 0 \quad ; \quad U_{v2}(wt) = 0 \quad ; \quad U_d(wt) = 0. \quad (5.20)$$

Из изложенного следует, что возможно создание устройств защиты двухобмоточного синхронного генератора, работающего на последовательно включенные выпрямительные мосты. Принцип действия защиты должен быть основан на сравнении выходных напряжений мостов VI и V2.

Одновременный выход из строя вентиля в обоих мостах маловероятен. Однако и в этом случае разность выходных напряжений мостов С за счет сдвига по фазе между одноименными напряжениями ста-

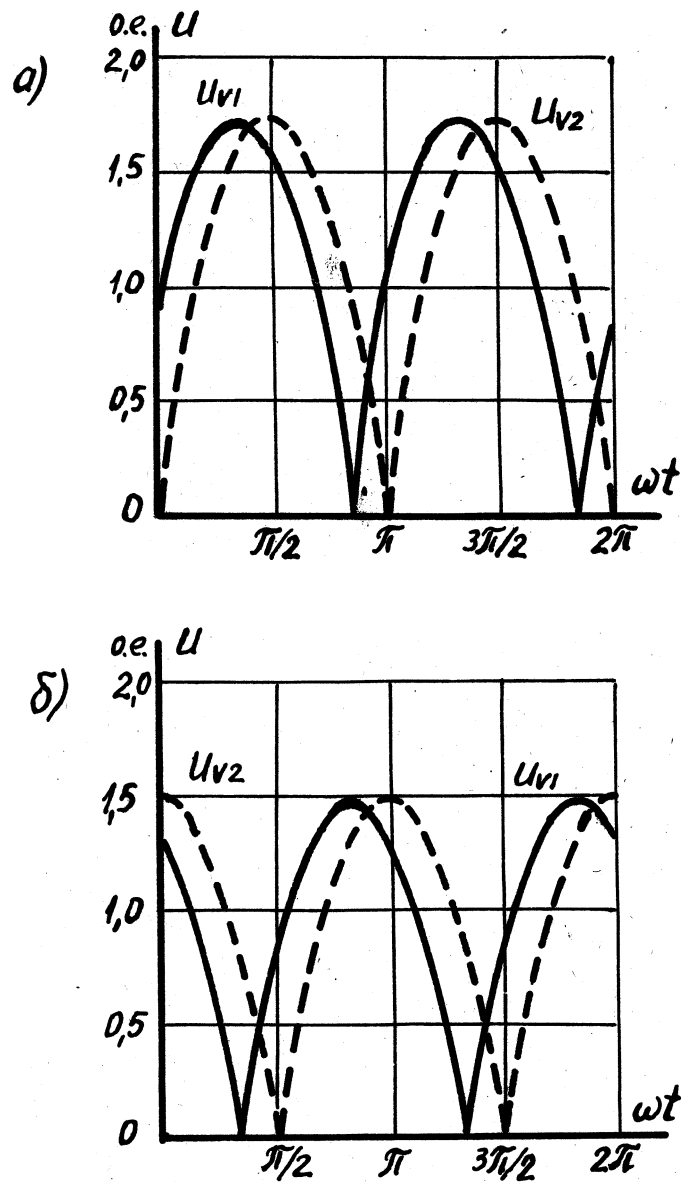


Рис. 5,4 Диаграммы напряжений на выходе моста VI CV2) при коротком замыкании = 1176) :
 а) Фазы С СС⁶) :
 б) Между Фазами А и В СА* и В').

торных обмоток генератора) будет достигать величины :

$$U_d = \sqrt{3} U_m \sin \quad \text{при } 0 < \alpha < \sqrt{3} \text{ с 5.21)}$$

$$U_d = \sqrt{3} U_m \sin(\alpha - \gamma), \text{ при } \pi/6 < \alpha < \pi/3 \text{ с 5.22)}$$

5.2.3. Исследование фазных напряжений одной из звезд СТ при работе ее на выпрямительный мост.

5.2.3.1. Нормальный режим.

Согласно принятым допущениям фазные напряжения первой звезды СТ синусоидальны, симметричны, их амплитудные значения одинаковы:

$$U_a(\omega t) = U_m \sin \omega t:$$

$$U_b(\omega t) = U_m \sin(\omega t - 2\pi/3):$$

$$U_c(\omega t) = U_m \sin(\omega t - 4\pi/3):$$

5.2.3.2. Аварийные режимы.

Рассмотрим те же случаи, что и в п. 5.2.2.2. При пробое вентиля 5 (см. рис. 5.1) на интервалах $0 < \omega t < \pi/6$ и $\pi < \omega t < 2\pi$ мгновенные значения напряжения фазы А соответствуют нормальному режиму. На интервале $\pi/6 < \omega t < 2\pi/3$ возникает режим двухфазного короткого замыкания :

$$U_a(\omega t) - U_c(\omega t) = \frac{U_m}{2} \sin(\omega t + \pi/3). \quad \text{с 5.23)}$$

Мгновенное напряжение фазы В соответствует нормальному режиму на интервалах $0 < \omega t < 2\pi/3$ и $3\pi/2 < \omega t < 2\pi$:

$$U_b(\omega t) = U_m \sin(\omega t - 2\pi/3). \quad \text{с 5.24)}$$

На интервале $\pi < \omega t < 3\pi/2$ возникает режим двухфазного короткого замыкания:

$$U_b(\omega t) - U_c(\omega t) = \frac{U_m}{2} \sin(\omega t - \pi), \quad \text{с 5.25)}$$

Мгновенное значение напряжения фазы С на интервалах ($0 < \omega t < \pi/6$) и ($\pi/2 < \omega t < \pi$) соответствует нормальному режиму:

$$U_C(\omega t) = U_m \sin(\omega t - \pi/3). \quad (5.26)$$

На интервалах ($\pi/6 < \omega t < \pi/3$) и ($\pi < \omega t < 3\pi/2$) наблюдается режим двухфазного короткого замыкания:

$$U_C(\omega t) = \frac{U_m}{2} \sin(\omega t + \pi/3),$$

при
и
 $\pi/6 < \omega t < \pi/3$
и
 $\pi < \omega t < 3\pi/2$) :

$$U_S(\omega t) = \frac{U_m}{2} \sin(\omega t - \pi),$$

при
и
 $\pi/6 < \omega t < \pi/3$
и
 $\pi < \omega t < 3\pi/2$) :

На интервале ($2\pi/3 < \omega t < \pi$) все три фазы генератора замкнуты накоротко:

$$U_A(\omega t) = U_B(\omega t) = U_C(\omega t) = 0: \quad (5.29)$$

Диаграммы фазных напряжений генератора в нормальном режиме и при пробое вентиля 5 представлены на рис.5.5а. Аналогично получены и сведены в табл.5.1 выражения для мгновенных значений фазных напряжений генератора и трех фазных составляющих тока аварийной

ілица 5.1

Мгновенные

Вид аварии		$0 < \omega t < \pi/6 \quad \text{■} < 5\pi/3]$		$5\pi/3 < \omega t < 2\pi$	
		Пробой вентиля 5	Фаза А	$U_m \sin \omega t > i_n \omega t$	
Фаза В	$-\sin(\omega t - 2\pi/3)$				
Фаза С	$U_m \sin(\omega t + 2\pi/3) \sin(\omega t + 2\pi/3)$				
Пробой венти- лей 1 и 3	Фаза А	0			
	Фаза В	0			
	Фаза С	0			
Пробой венти- лей 1 и 4	Фаза А	$0,5U_m \sin(\omega t + \pi/3)$	$0,5U_m \sin(\omega t + \pi/3)$		
	Фаза В	$U_m \sin \omega t$	$-U_m \sin(\omega t - \pi/3)$		
	Фаза С	$0,5U_m \sin(\omega t + \pi/3)$	$0,5U_m \sin(\omega t + \pi/3)$		
Корот- кое за- мыкание фазы С	Фаза А				
	Фаза В				
	Фаза С				
Корот- кое за- мыкание фаз А и В	Фаза А				
	Фаза В				
	Фаза С				

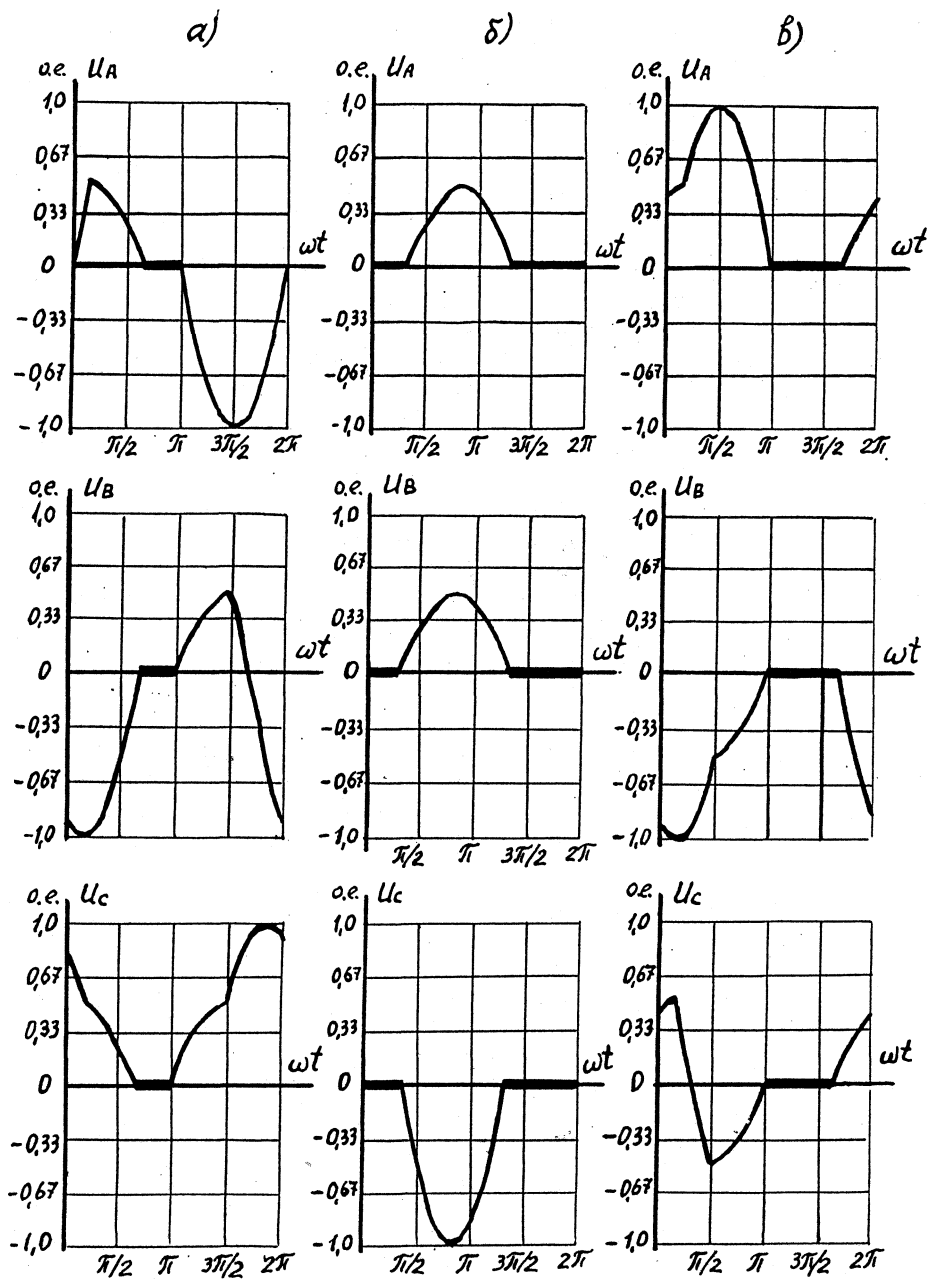


Рис.5.5 Диаграммы фазных напряжений СТ при пробое венилей ($\wedge = \wedge/6$): а) 5; б) 1 и 3; в) 1 и 4.

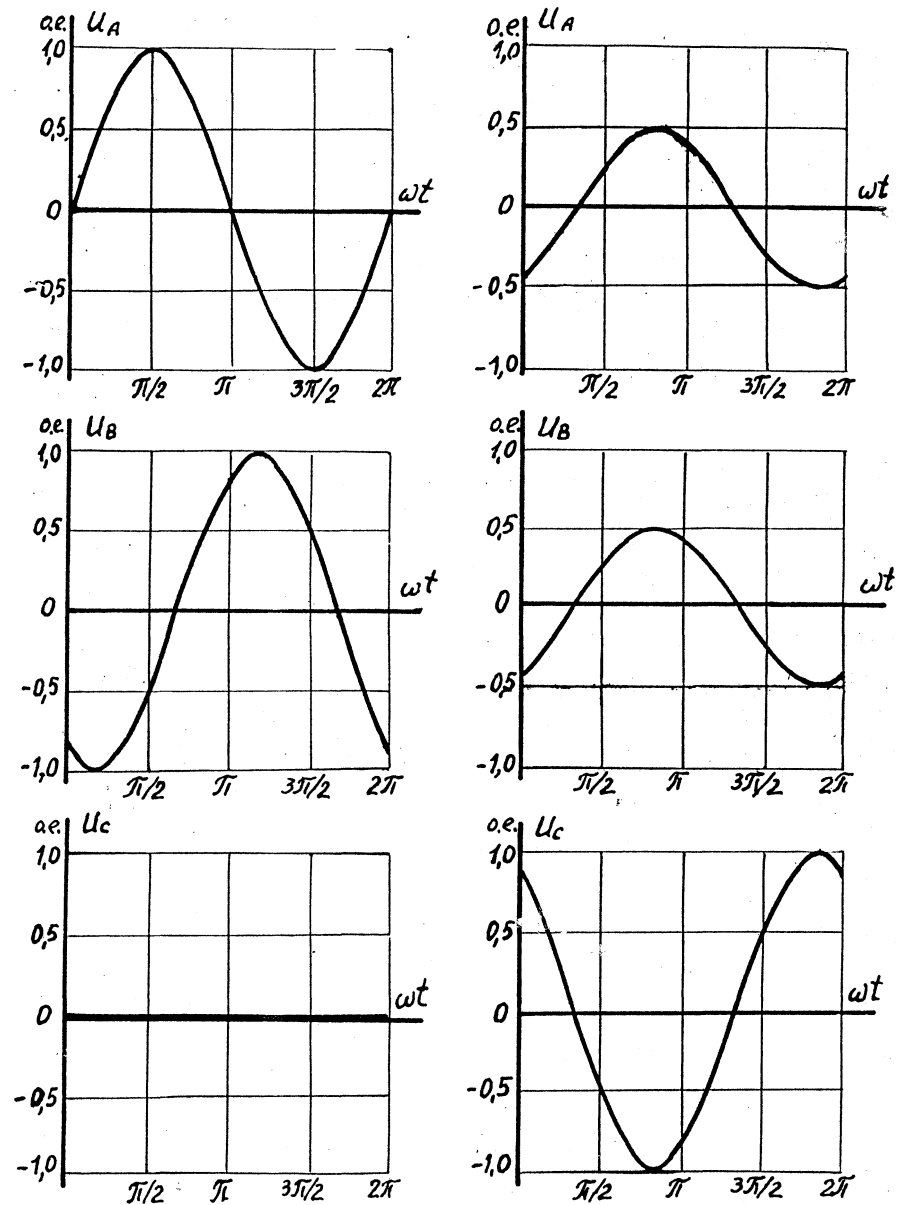


Рис. 5.6 Диаграммы фазных напряжений СТ при коротком замыкании ($Y = 5\Gamma/6$):

будут отличны от рассмотренных выше.

Таким образом, на принципе непрерывного контроля и сравнения потенциалов фазных напряжений СГ возможно создание устройства защиты, которое срабатывает при возникновении равенства потенциалов всех фаз одной из звезд СГ. Естественно, такое устройство защиты может быть применено лишь в случае, если углы коммутации выпрямительных мостов в нормальном режиме не будут достигать $\pi/3$ в любых эксплуатационных условиях. Отметим, что углы коммутации реальных выпрямительных установок тяговых электроприводов переменного-постоянного или переменного тока в области рабочих продолжительных режимов не превышают $\pi/4$.

5.3 Электромагнитные процессы в схеме защиты, основанной на сравнении выходных напряжений двух мостов

5.3.1. Схема установки и подключение защиты.

Схема генераторно-выпрямительной установки с двумя последовательно включенными мостами приведена на рис.5.1. Параллельно нагрузке Z_n подключена цепочка из двух одинаковых по величине балластных резистора $R_1 = R_2 = R$. Один из входов устройства защиты, которое представляет собой устройство типа "черный ящик", подключается к общей точке двух последовательно включенных выпрямительных мостов V_1 и V_2 (точка "п"). Второй вход устройства защиты подключается к средней точке резистивного делителя R_1R_2 (точка "к"). Проанализируем изменение потенциальных условий на входе устройства защиты в нормальном и аварийных режимах. Для упрощения анализа пренебрегаем потреблением энергии входными цепями устройства защиты.

5.3.2. Нормальный режим

Теоретический анализ электромагнитных процессов в системе

Выбираем интервалы для первого случая (а):

$$\begin{aligned}
 \Gamma & \quad \pi/6 \ll \omega t \ll (\pi/6 + \gamma) \\
 & \quad (\pi/6 + \gamma) \leq \omega t \ll (\pi/2 + \gamma) \\
 & \quad (\pi/2 + \gamma) \ll \omega t \ll 2\pi/3 \\
 & \quad 2\pi/3 \ll \omega t \ll (5\pi/6 + \gamma) \\
 & \quad (5\pi/6 + \gamma) \ll \omega t \ll \pi \\
 & \quad \pi \leq \omega t \ll (7\pi/6 + \gamma) \\
 & \quad (7\pi/6 + \gamma) \ll \omega t \ll 3\pi/2
 \end{aligned} \tag{ 5.32 }$$

Запишем мгновенные значения напряжения UnkCwt) соответственно на каждом из этих интервалов:

$$\begin{aligned}
 U_m & \text{ CV3 } \frac{\Gamma}{2} \sin(\omega t + \pi/2 - \gamma) \dots \sin(\omega t + \pi/3)] : \\
 U_m & \text{ CV3 } \frac{\Gamma}{2} \sin(\omega t + \pi/6 - \gamma) \dots \sin(\omega t + \pi/3)] : \\
 U_m & \text{ CV3 } \frac{\Gamma}{2} \sin(\omega t - \pi/6 - \gamma) \dots \sin(\omega t + \pi/3)] : \\
 \text{UnkCwt) - } & \quad U_m \times \frac{1}{3} U_m \sin(\omega t - \pi/6 - \gamma) : \tag{ 5.33 }
 \end{aligned}$$

$$U_m \sin(\omega t - \pi/2 - \gamma) :$$

$$\begin{aligned}
 U_m & \text{ CV3 } \frac{\Gamma}{2} \sin(\omega t - \pi/2) \dots \sin(\omega t - \pi)] : \\
 U_m & \text{ CV3 } \frac{\Gamma}{2} \sin(\omega t - 5\pi/6) \dots \sin(\omega t - \pi)] :
 \end{aligned}$$

б) выбираем интервалы для второго случая б):

$$\begin{aligned}
 \Gamma & \quad \pi/6 \ll \omega t \ll (\pi/6 + \gamma) \\
 & \quad (\pi/6 + \gamma) \leq \omega t \leq 2\pi/3 \\
 & \quad 2\pi/3 \ll \omega t \ll (\pi/2 + \gamma) \\
 - & \quad (\pi/2 + \gamma) \ll \omega t \leq \pi \\
 & \quad \pi \ll \omega t \leq 5\pi/6 + \gamma \\
 & \quad (5\pi/6 + \gamma) \ll \omega t \leq 7\pi/6 + \gamma \\
 \Gamma & \quad (7\pi/6 + \gamma) \ll \omega t \leq 3\pi/2
 \end{aligned} \tag{ 5.34 }$$

Запишем мгновенные значения напряжения $Unk(wt)$ соответственно на этих интервалах для второго случая:

$$\begin{aligned}
 & \left. \begin{aligned}
 & U_m \left[\frac{\sqrt{3}}{3} \sin(wt + \pi/2 - \gamma) - \frac{\sqrt{3}}{2} \sin(wt + \pi/3) \right] \\
 & U_m \left[\frac{\sqrt{3}}{3} \sin(wt + \pi/6 - \gamma) - \frac{\sqrt{3}}{2} \sin(wt + \pi/3) \right] \\
 & \sqrt{3} \text{ и} \\
 & \text{Im Sin}(wt + \pi/6 - \gamma)
 \end{aligned} \right\} \\
 Unk(wt) = & - \sqrt{3} U_m \sin(wt - \pi/2 - \Gamma) \quad (5.35) \\
 & U_m \left[\frac{\sqrt{3}}{3} \sin(wt - \pi/2 - \Gamma) - \frac{\sqrt{3}}{2} \sin(wt - \pi) \right] \\
 & U_m \left[\frac{\sqrt{3}}{3} \sin(wt - 5\pi/6 - \Gamma) - \frac{\sqrt{3}}{2} \sin(wt - \pi) \right] \\
 & U_m \left[\frac{\sqrt{3}}{3} \sin(wt - 7\pi/6 - \gamma^*) - \frac{\sqrt{3}}{2} \sin(wt - \pi) \right]
 \end{aligned}$$

Диаграммы напряжений на выходах обоих мостов и напряжения на входе устройства защиты для нормального режима и при пробое одного вентиля выпрямительной установки представлены на рис. 5.7а и 5.7б.

5.3.4. Для случая $\alpha^* = \pi/6$, что соответствует фазовому сдвигу между одноименными фазами в реальных тепловозных генераторах, получены выражения для мгновенных значений напряжений на входе устройства защиты при возникновении возможных аварийных состояний. Эти выражения сведены в табл. 5.2., а соответствующие им диаграммы приведены на рис. 5.8а–5.8в и рис. 5.9а _____ 5.9г.

Из рис. 5.8 видно, что амплитудные значения напряжений на входе устройства защиты при пробое одного и более вентилях одного из выпрямительных мостов равно :

$$Unkm = \sqrt{3} U_m \quad (5.36)$$

При коротких замыканиях фаз одной из звезд генератора (рис.5.9а) или при двухфазных коротких замыканиях (5.9б) амплитудное значение напряжения $Unk(wt)$ достигает величины :

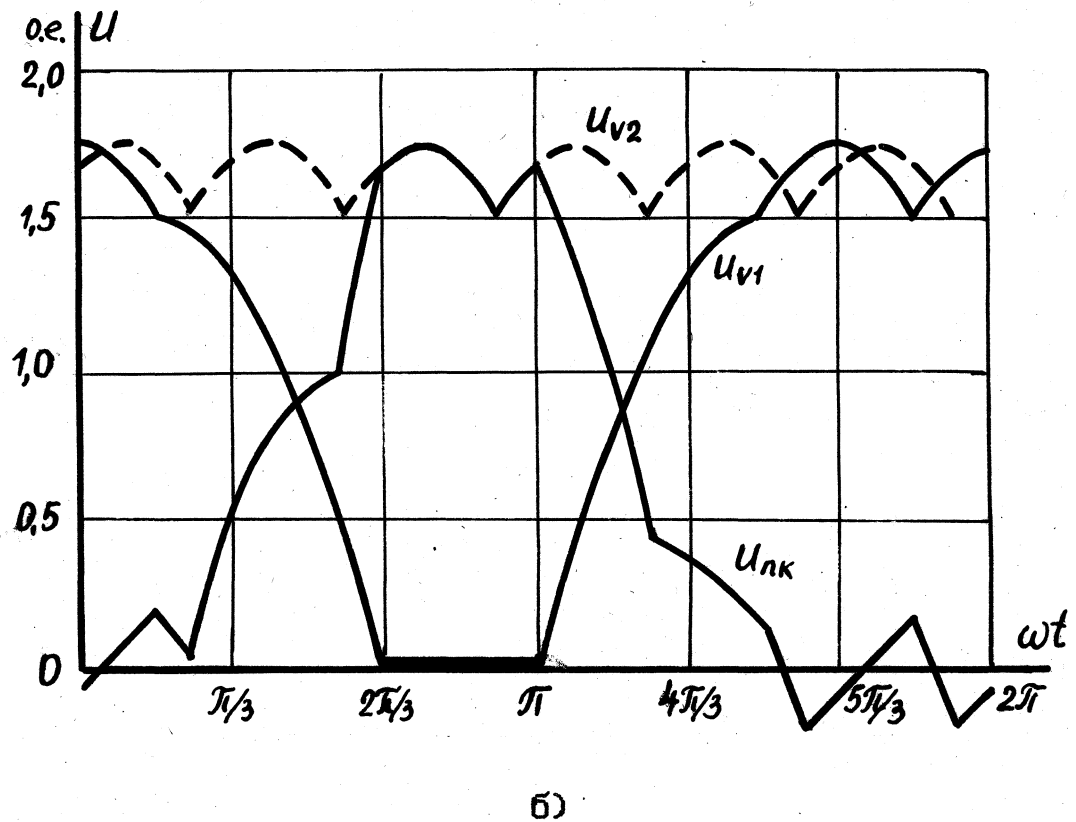
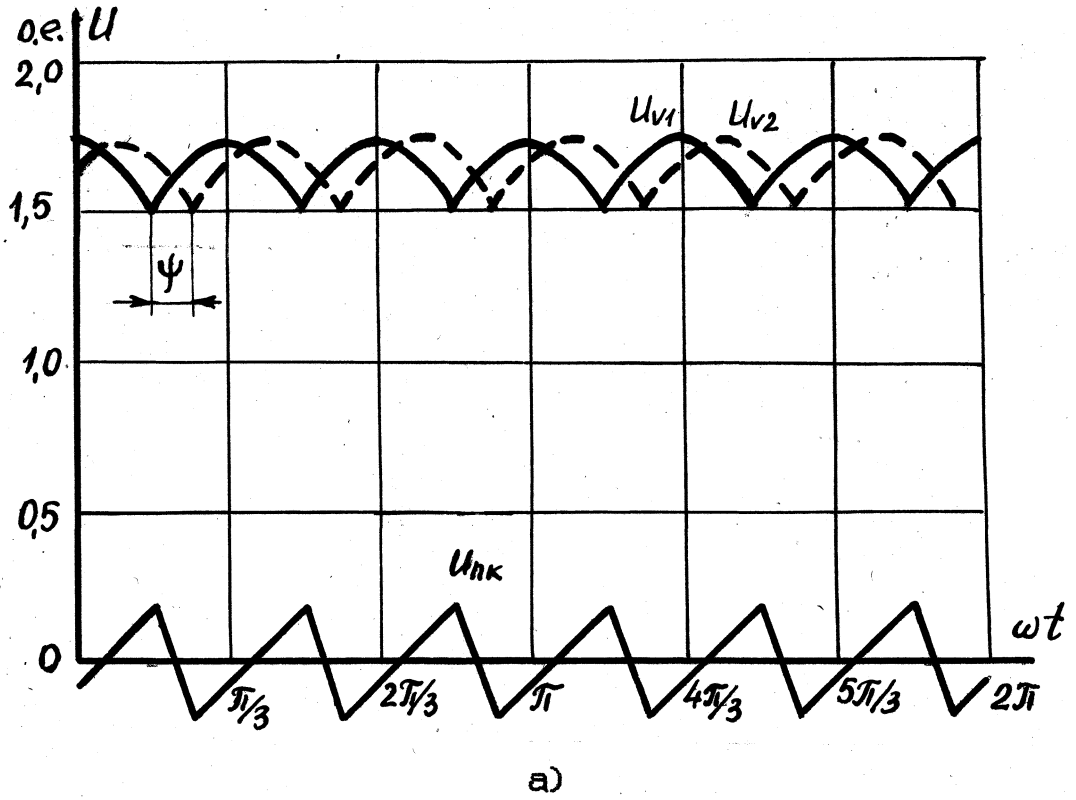


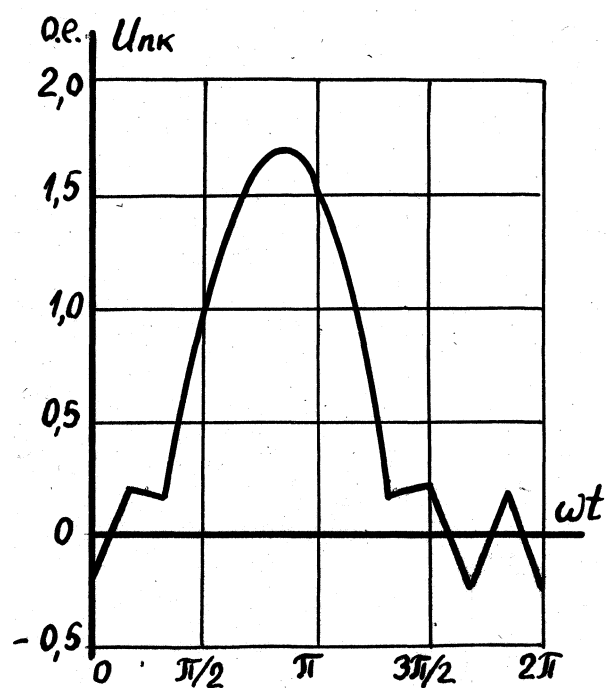
Рис. 5.7 Диаграммы напряжений на выходе мостов VI и V2 и напряжения на входе устройства защиты :
 а) В нормальном режиме ;
 б) При пробое вентиля 5.

Таблица 5.2
Мгновенные значения $C = L/6$)

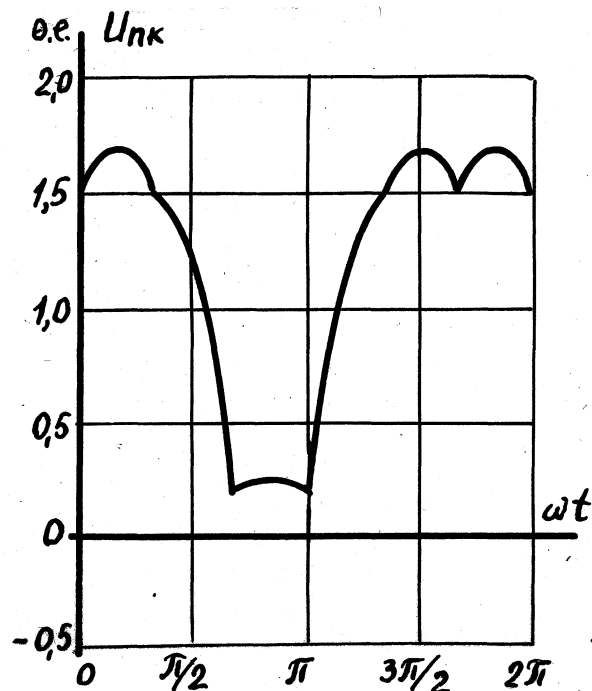
Интервал			
	Пробой вентиля 5	азы "С" 1	КЗ между фаза- ами "А" и "В"
0 - L/6	$A \sin Cwt - K/12)$	$\sin(wt + 3L/4)$	$C \sin(wt + Y3)$
L/6 - L/3	$B \sin Cwt + L/3)$		1
L/3 - L/2	$C \sin Cwt - Y1)$	$\sin(wt + W12)$	1
L/2 - 2L/3			$C \sin Cwt + Y1)$
2L/3 - 5L/6	$x/J \sin Cwt - L/3)$	$\sin(wt - 7L/12)$! $B \sin Cwt - L/3)$
5L/6 - L			
L - 7L/6	$C \sin Cwt + Y2)$	$\sin Cwt - H/4)$	$C \sin(wt + Y3)$
7L/6 - 4L/3			1
4L/3 - 3L/2	$B \sin Cwt - L)$	$\sin(1 - 17L/12)$	1
3L/2 - 5L/3	$A \sin Cwt - 75L/12)$		$C \sin Cwt - ^1)$
5L/3 - 11L/6	$A \sin Cwt - 21L/12;$	$\sin Cwt - 13n/12:$	$B \sin Cwt - 4It/3j[$
11L/6 - 2L	$A \sin Cwt - 1WIS:$		

Примечания :

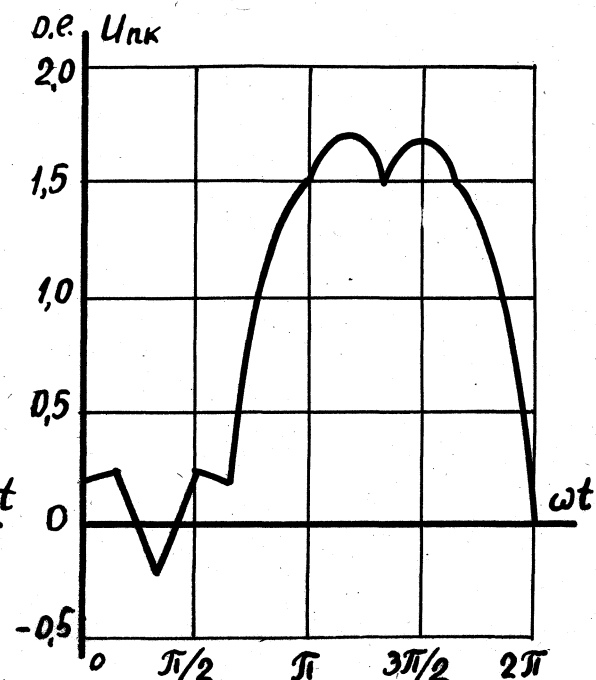
1. Коэффициенты: $A = (3 - \sqrt{3})/C\sqrt{3} - 3)/2\sqrt{2} = 0,776 :$
2. Фазовые сдвиги: $31\pi Y1 - 3/2 - 3)/2$ $- 2\sqrt{3} - 0,7348$



а)



б)



в)

Рис. 5.8 Диаграммы напряжений на входе устройства защиты при ($\alpha = \pi/6$):
а) 5; б) 1 и 3; в) 1 и 4.

$$Un_{km} = 1,5 U_m \quad (5.37)$$

При одновременном выходе из строя по одному (рис.5.9в) или по два (рис.5.9г) вентиля в каждом выпрямительном мосте, либо при одновременном двухфазном коротком замыкании в двух звездах СГ амплитудное значение напряжения $Un_{k(wt)}$ принимает значение :

$$Un_{km} = 0,75 U_m \quad (5.38)$$

В случае одновременного однофазного короткого замыкания в каждой из двух звезд генератора:

$$Un_{km} = x/\sqrt{3} U_m/2. \quad (5.39)$$

В нормальном режиме работы системы СГ-В при $\alpha = \pi/6$ амплитудное значение напряжения на входе устройства защиты не превышает величины:

2

$$Un_{km} = (\sqrt{3} - 1.5) U_m: \quad (5.40)$$

Если учесть, что вероятность одновременного возникновения аварийных ситуаций в двух звездах генератора или двух выпрямительных мостах ничтожно мала, можно считать, что разность амплитудных значений напряжений на входе устройства защиты, соответствующих аварийным состояниям и нормальному режиму, как это следует из формул (5.30), (5.36) и (5.37), будет не менее:

$$Un_k > (3 - \sqrt{3}) U_m: \quad (5.41)$$

Последнее выражение говорит о том, что можно гарантированно и достаточно просто (при минимальных аппаратных затратах) выявлять и фиксировать возникающие по той или иной причине аварийные состояния в системе "двухобмоточный СГ - два включенных последовательно трехфазных выпрямительных моста".

Теоретический анализ электромагнитных процессов в системе СГ-В показал также возможность создания устройства защиты логического типа, основанного на принципе выявления моментов времени, когда все три фазы генератора имеют одинаковые потенциалы.

5.4 Практическая реализация и результаты испытаний устройств защиты тягового блока СГ-В

5.4.1. Устройство защиты, основанное на сравнении выходных напряжений двух последовательно включенных мостов.

Изучение электромагнитных процессов в преобразователе энергии по рис. 5.1 позволило выбрать новые принципы построения устройств защиты от аварийных режимов. Одно из таких устройств [17] представлено на рис. 5.10.

Это устройство защиты состоит из датчика аварийных состояний, чувствительный орган которого содержит два стабилитрона VD1 и УШ, включенных последовательно и встречно в ветвь "nk" (см. рис.5.1), логической схемы "ИЛИ" DD3, элементов памяти (DD1, DDg) и элементов сигнализации HL1 и HL2. В устройстве защиты предусмотрен узел смещения, включающий в себя источник постоянного напряжения Есм, положительный полюс которого подключен к общей точке анодов стабилитронов, а отрицательный через два резистора R1, R2 и два диода VD3, VD4 подключен к соответствующим катодам стабилитронов. Величина напряжения источника смещения должна быть пропорциональна фазному напряжению генератора. Резисторы выбираются таким образом, чтобы в нормальном режиме ток через стабилитроны VD1 и УШ протекал только в прямом направлении. Иначе говоря, токи в контурах узла смещения должны быть больше, чем амплитудные значения тока в ветви "nk" в нормальном режиме работы системы СГ-В во всем диапазоне регулирования напряжения генератора. В аварийном режиме один из стабилитронов СТ1 или СТ2, в зависимости от того, в каком из мостов произошла авария, пробивается. Сигнал напряжения, снимаемый со стабилитрона, смещенного в обратном направлении, поступает на один из элементов памяти (DD1 или DD2), выходной сигнал которого подан на соответствующий элемент сигнализации СН1 или HL2) и

через схему "ИЛИ" - подается на блокирующий вход системы фазо-импульсного управления в контуре регулирования возбуждения тягового синхронного генератора.

Если считать, что токи в контурах узла смещения равны амплитудным значениям тока в ветви "nk" в нормальном режиме, то с учетом формулы (5.41) можно определить минимальное амплитудное значение напряжения генератора, при котором сработает устройство защиты:

$$(U_m)_{\min} = \frac{K_{\text{Iст, min}} + I_{\text{з}} R + U_{\text{СТ}}}{3 - \sqrt{3}}; \quad (5.42)$$

где $I_{\text{ст, min}}$ - минимальный ток стабилизации стабилитрона:

$I_{\text{з}}$ - ток, потребляемый устройством защиты:

$R=R_1=R_2$ - величина балластного резистора (рис.5.1):

$U_{\text{СТ}}$ - напряжение стабилизации стабилитрона.

Формулу (5.42) легко преобразовать в выражение для определения параметров чувствительного органа (датчика аварийных состояний, входящего в состав устройства защиты) при максимальном амплитудном значении фазового напряжения генератора:

$$(U_m)_{\max} \gg \frac{K_{\text{Iст, max}} + I_{\text{з}} R + U_{\text{СТ}}}{3 - \sqrt{3}} \quad (5.43)$$

где $I_{\text{ст, max}}$ - максимальный ток стабилизации стабилитрона.

Таким образом, диапазон изменения напряжения СГ, при котором гарантированно срабатывает устройство защиты при возникновении аварийных состояний в системе СГ-В, определяется отношением:

$$\frac{(U_m)_{\max} K_{\text{Iст, max}} + I_{\text{з}} R + U_{\text{СТ}}}{(U_m)_{\min} K_{\text{Iст, min}} + I_{\text{з}} R + U_{\text{СТ}}} \quad (5.44)$$

Из (5.44) видно, что диапазон изменения напряжений генератора, при

котором надежно срабатывает устройство защиты, определяется параметрами стабилитронов и балластных резисторов. Этот диапазон при необходимости может быть увеличен, но это потребует некоторого усложнения схемы датчика аварийных состояний, входящих в состав устройства защиты.

Быстродействие устройства защиты определяется частотой напряжения генератора, а время срабатывания защиты будет меньше половины периода фазного напряжения.

Достоинствами устройства защиты, основанного на сравнении выходных напряжений последовательно включенных выпрямительных мостов, являются его простота, быстродействием также то, что оно реагирует как на выход из строя вентилях выпрямительных установок, так и на короткие замыкания фаз генератора. К недостаткам следует отнести то, что такое устройство защиты не реагирует на короткое замыкание нагрузки, а также невозможность его применения при работе генератора на отдельный мост или несколько параллельно соединенных выпрямительных мостов. Наличие потенциальной связи вторичных цепей с силовым контуром легко устраняется, например, с помощью оптронной развязки.

5.4.2. Устройство защиты, срабатывающее при одновременном равенстве потенциалов всех фаз в одной из звезд СТ.

Схема устройства защиты представлена на рис.5.11 [18,190]. Чувствительный орган устройства защиты выполнен в виде трех стабилитронов (VD1-VD3), включенных по схеме "звезда" с нулевым выводом, соединенным с нулем "звезды" генератора и подключенным через три балластных резистора (R1-R3) к трем фазам генератора.

В нормальном режиме каждый из стабилитронов будет пробит на интервале времени, в течение которого соответствующая фаза генератора имеет положительный потенциал. Если считать стабилитроны идеальными и пренебречь явлением коммутации вентилях выпрямитель-

ного моста, то каждый из стабилитронов будет смещен в обратном направлении в течение полупериода напряжения генератора (см. рис. 5.12а).

При аварийных режимах возникают интервалы или моменты времени, в течение которых ни один из стабилитронов не будет смещен в обратном направлении, например:

- при пробое вентиля 5 - на интервале $[2\pi/3: \pi]$ (рис.5.12б):
- при пробое вентилях 1 и 3 - на интервалах $[0:5\pi/3]$ и $[4\pi/3:2\pi]$ (рис. 5.12в):
- при пробое вентилях 1 и 4 - на интервале $[5\pi/3:2\pi]$ (рис.5.12г):
- при коротком замыкании фазы С - на интервале $[5\pi/3: 2\pi]$ (рис. 5.12д):
- при коротком замыкании между двумя фазами (А и В) существуют моменты времени, соответствующие углам $\pi/3$ и $4\pi/3$, одновременного перехода фазных напряжений через ноль (рис.5.12е):
- при коротком замыкании в нагрузке.

Сигналы, снимаемые со стабилитронов (см. рис.5.11), поданы на схему "ИЛИ-НЕ" DD1, с выхода которой сигнал аварийного состояния подается на элемент памяти DD2, выход последнего после срабатывания воздействует на элемент сигнализации (HL1) и на снятие возбуждения генератора через блокирующий вход СИФУ.

При коротком замыкании между двумя фазами генератора будет существовать определенный интервал времени, на котором фазные напряжения генератора (начальные участки синусоид) меньше напряжения стабилизации стабилитрона. Так, например при $U_m = 400\text{В}$ и $f = 100\text{ Гц}$ (наиболее неблагоприятные сочетания параметров тягового генератора тепловоза ТЭ120 с точки зрения срабатывания защиты при двухфазном коротком замыкании) и $U_{ст} = 5,6\text{В}$ для стабилитрона типа Д815А, продолжительность этого интервала будет составлять 3,5 мс. Этого вполне достаточно для надежного срабатывания логических

элементов. В действительности, интервал времени, в течение которого все фазные напряжения реального генератора одновременно проходят через ноль, увеличивается из-за явления коммутации вентиляей.

Легко определить минимальную величину фазного напряжения генератора, при котором надежно срабатывает устройство защиты:

$$(U_{nOmin} > 2I(I_{ст.тип} + I_{зЖ} + U_{ст}) , \tag{ 5.45 }$$

где $R = R_1 = R_2 = R_3$ – балластный резистор на рис. 5.11: Для максимального значения фазного напряжения генератора имеем:

$$\frac{(U_m)_{max} K_{ист, max} + I_{зЖ} + U_{ст}}{I_{нOmin} 2I (I_{ст, max} + I_{зЖ} + U_{ст})} \tag{ 5.47 }$$

К преимуществам рассмотренного устройства, по сравнению с устройством защиты, основанном на сравнении выходных напряжений двух последовательно включенных выпрямительных мостов, следует отнести отсутствие узла смещения, возможность использования его для защиты генератора, работающего на один или несколько мостовых выпрямителей, вне зависимости от их схем соединениям также то, что оно реагирует на короткие замыкания в нагрузке. Что касается диапазона срабатывания рассмотренного устройства защиты, то он в два раза меньше диапазона срабатывания устройства по п.5.4.1. Однако этот диапазон при необходимости может быть расширен за счет незначительного усложнения схемы.

Более широкие функциональные возможности второго варианта устройства защиты после всесторонних экспериментальных исследований позволили рекомендовать его к разработке. В результате в НИИ

"Электротяжмаш" разработан комплект рабочей конструкторской документации на опытные образцы описанного устройства защиты: ЗТХ 670.104-55 Сп (Датчик аварийного состояния БВК-701 УЗ) и ЗТХ 670.104-54 Сп С Блок выпрямителей кремниевых БВК-700 УЗ). По этой документации НПО "Электротяжмаш" изготовил три комплекта опытных образцов устройств защиты, которые прошли полный цикл испытаний на макетном образце тепловоза ТЭ120.

5.4.3. Результаты экспериментальных исследований устройств защиты.

Результаты теоретических исследований электромагнитных процессов в системе СГ-В тепловоза в нормальном и аварийных режимах проверены и подтверждены экспериментально на стенде (физической модели). В составе стенда был использован трехфазный трансформатор с двумя вторичными обмотками, одна из которых была включена по схеме треугольника, а вторая - звездой. Линейные напряжения этих обмоток одинаковы, при фазовом сдвиге $\pi/6$. Вентильная часть стенда позволила имитировать как одиночный трехфазный мостовой выпрямитель, так и два последовательно включенных трехфазных выпрямительных моста, каждый из которых запитывался от двух изолированных друг от друга трехфазных источников переменного напряжения, сдвинутых между собой по фазе на угол $\pi/6$. Схема стенда позволяет подключать первичную обмотку трансформатора к промышленной сети 380 В, 50 Гц, либо к выходу макетного синхронного генератора типа ЕСС-5 мощностью 20 кВт. Имитация различных видов коротких замыканий и "пробоя" вентилей выпрямительной установки осуществлялась посредством контактора, который включался синхронно с запуском однократной развертки электронного осциллографа.

Ниже приведены результаты экспериментальных исследований нормальных и аварийных режимов в схеме по рис.5.1 и рис.5.10. Проведено осциллографирование следующих процессов .

а) Напряжения на нагрузке U_d и на выходе моста VI (U_{di}) :

- в нормальном режиме:
- при "пробое" вентиля 5 (осциллограмма приведена на рис.5.13а, расчетная кривая - на рис. 5. 3а):
- при "пробое" вентиля 5' (рис.5.13б):
- при "пробое" двух вентилях 1 и 3 (осциллограмма приведена на рис. 5.13в, расчетная кривая - рис. 5.3б):
- при "пробое" двух вентилях 1' и 3' (рис.5.13г).

б) Напряжение на выходе моста VI и напряжение U_{nk} на входе устройства защиты:

- в нормальном режиме (осциллограмма приведена на рис.5.14а, расчетные кривые - на рис.5.7):
- при "пробое" вентиля 5 (осциллограмма на рис.5.14б, расчетные кривые - на рис. 5.7б):
- при "пробое" вентиля 5' (осциллограмма на рис.5.14в):

в) Напряжение U_{nk} на входе устройства защиты и напряжение

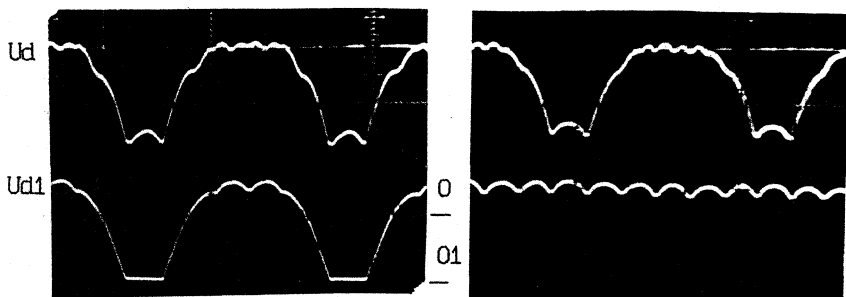
$U_{ст}$ на стабилизаторах:

- в нормальном режиме (осциллограмма на рис.5.15а):
- при "пробое" вентиля 5 (осциллограмма на рис.5.15б):
- при "пробое" двух вентилях 1 и 3 (осциллограмма на рис.5.15в).

Аналогичные испытания проведены и при питании вентиляльной части стенда от синхронного генератора. Проведено осциллографирование следующих электромагнитных процессов при "пробое" одного вентиля (вентиль 5 выпрямительного моста VI) :

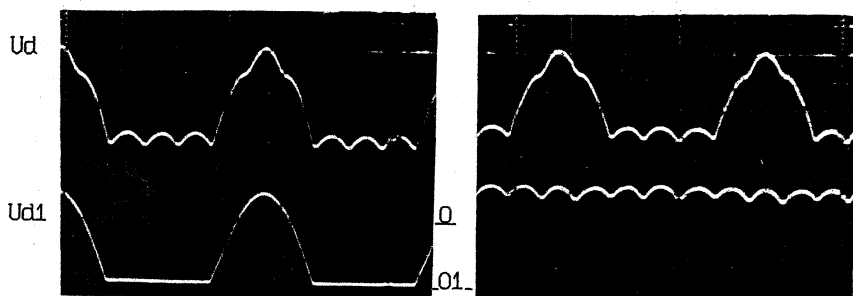
- напряжения на выходе выпрямительного моста VI (рис.5.16а):
- напряжения на общей нагрузке (рис.5.16б):
- напряжения U_{nk} на входе устройства защиты (рис.5.16в):
- напряжения $U_{ст}$ на стабилизаторах (рис.5.16г).

Испытания устройства защиты по второму варианту (рис.5.11) также подтвердили теоретические предпосылки, на основании которых



а)

б)



в)

г)

Рис. 5.13 Осциллограмма напряжений на нагрузке

CUd) и на выходе моста Vi с Udi):

а) "пробой" вентиля 5:

б) "пробой" вентиля 5':

в) "пробой" вентиля 1 и 3:

г) "пробой" вентиля 1 и 3'.

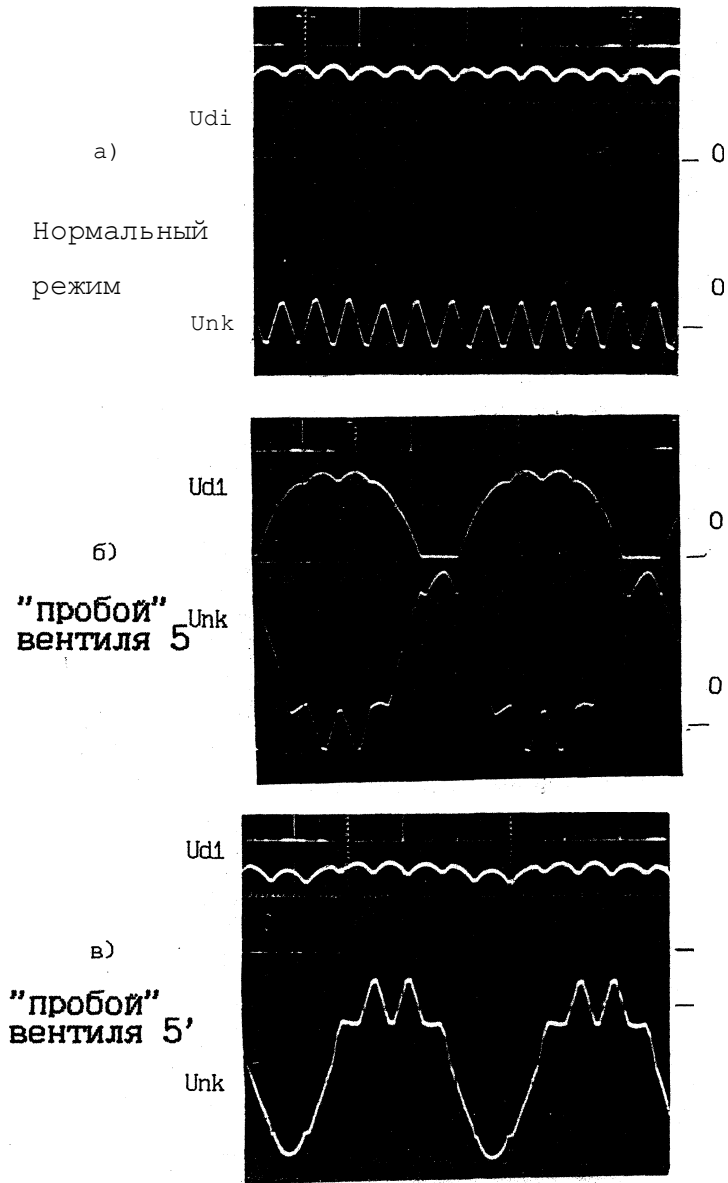


Рис.5.14 Осциллограммы напряжений на выходе моста $V1$ с U_{di}) и на входе устройства защиты (Опк).

выполнен его синтез. В процессе испытаний сняты осциллограммы следующих электромагнитных процессов:

- напряжение фазы "В" при "пробое" вентиля 5 в фазе "С" (расчетная кривая - на рис. 5.5а):
- напряжение фазы "С" при "пробое" вентиля 5 в той же фазе (расчетная кривая - на рис. 5.5а):
- напряжение на стабилитронах при "пробое" вентиля 5 .

На осциллограммах (рис.5.16) начало аварийного режима обозначено моментом времени t_1 . Из осциллограмм видно, что в первую половину периода после возникновения аварийной ситуации (интервал времени $t_1:t_2$) формы реальных напряжений мало отличаются от теоретических, полученных в предположении, что источник питания является источником бесконечной мощности. В дальнейшем, при $t > t_2$, в связи с увеличением угла коммутации вентиля, выпрямительный мост переходит в третий режим работы [190], близкий к режиму трехфазного короткого замыкания. Однако, учитывая то, что оба варианта защиты срабатывают в течение времени, меньшем половины периода питающего напряжения, выполненный теоретический анализ можно считать справедливым.

Устройство защиты по второму варианту использовано в схеме тепловоза ТЭ120 в качестве штатной защиты. Наладочные и эксплуатационные испытания этого устройства на тепловозе показали его работоспособность при всех рассмотренных выше видах аварийных состояний.

Выводы по РАЗДЕЛУ 5

В РАЗДЕЛЕ 5 проведен теоретический анализ электромагнитных процессов в шести- и двенадцатипульсной схемах выпрямления в нормальных и аварийных режимах и предложены принципы пос-

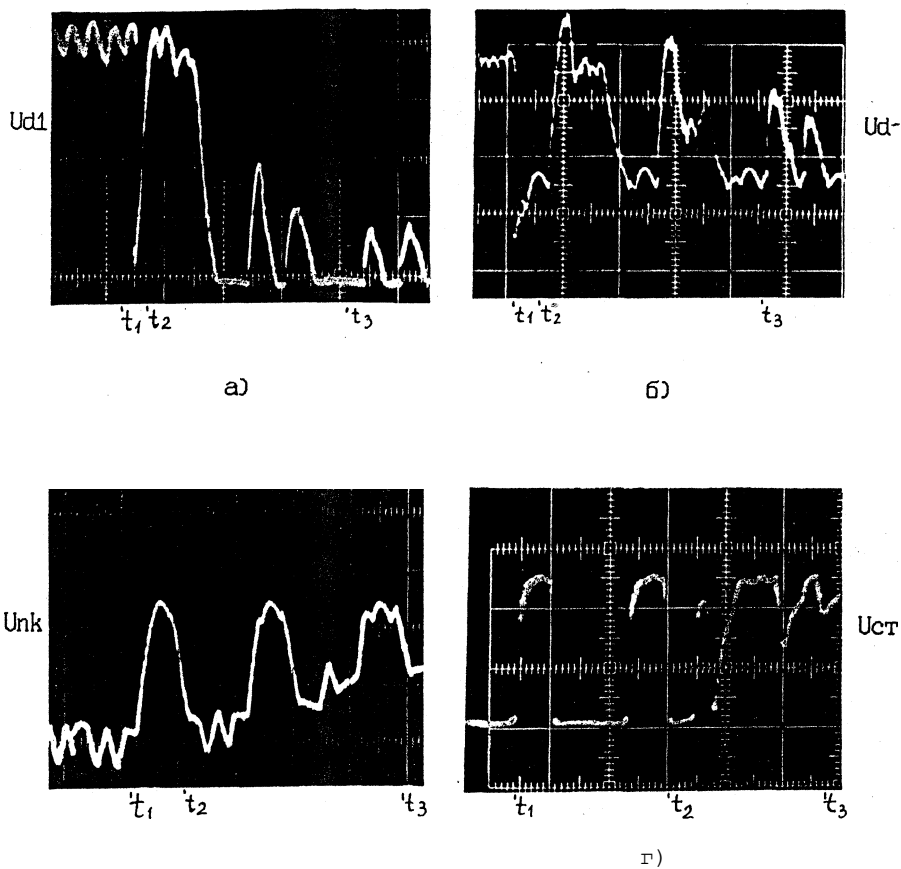


Рис. 5-16 Осциллограммы напряжений при "пробое"

вентиля 5 выпрямительного моста V_i :

а) на выходе моста V_i (U_{di}):

б) на общей нагрузке (U_d):

в) на входе устройства защиты Сиик);

г) на стабилизаторах (U_{ct}).

троения защит тягового блока СГ-В, наиболее полно отвечающих требованиям ТЭП автономных локомотивов.

Проведены теоретические и экспериментальные исследования двух вариантов устройств защиты логического типа, основанных на принципах :

- сравнения выходных напряжений двух последовательно включенных трехфазных выпрямительных мостов:
- выявления интервалов равенства потенциалов трех фаз тягового синхронного генератора.

Исследования показали, что устройство защиты по первому варианту срабатывает при одно- и двухфазных коротких замыканиях генератора и пробое одного или более вентилях в выпрямительных мостах, но оно не реагирует на короткие замыкания в нагрузке при последовательном соединении выпрямительных мостов. Устройство защиты по второму варианту реагирует на все виды коротких замыканий и пробой любого числа вентилях выпрямительных мостов независимо от схемы их включения.

Экспериментальные исследования на стенде и на тепловозе ТЭ120 подтвердили результаты теоретических исследований и показали надежное функционирование опытных образцов двух вариантов устройств защиты в заданном диапазоне регулирования напряжения СГ. Время выявления аварийного состояния при всех возможных видах отказов не превышает продолжительности полупериода.

Сравнительный анализ устройств защиты позволил рекомендовать к внедрению устройство защиты, основанное на выявлении моментов времени, когда наступает равенство потенциалов трех фаз хотя бы в одной из звезд тягового СГ.

По техническому заданию, разработанному автором, выпущена рабочая конструкторская документация и изготовлено три комплекта опытных образцов устройств логической защиты тягового блока СГ-В.

РАЗДЕЛ 6

АВАРИЙНЫЕ РЕЖИМЫ И ЗАЩИТА ТЯГОВОГО БЛОКА АИН-АД

6.1 Анализ возможных аварийных режимов и устройств защиты блока АИН-АД и разработка концепции многоступенчатых защит

Одним из основных элементов силовой схемы ТЭП переменного тока является тяговый блок АИН-АД. На существующих локомотивах с асинхронным ТЭП защита ПЧ обеспечивается, как правило, тиристорными или механическими короткозамыкателями, установленными в ЗПН. Такая защита, предохраняя тиристоры преобразователя от выхода их из строя, вызывает развитие ударных процессов и значительные динамические перегрузки элементов ТЭП и механической передачи, полную потерю локомотивом тяги на время срабатывания и восстановления защиты.

Возможные аварийные ситуации в ТЭП переменного тока достаточно хорошо изучены и созданию защит посвящен целый ряд публикаций [30,38,151,216], в том числе и работы автора [116,159,172]. Они показывают следующее. При эксплуатации мощных полупроводниковых АИН появляется необходимость защиты тиристоров и диодов преобразователей от перенапряжений, возникающих из-за дискретности проводящего состояния полупроводниковых приборов (они устраняются введением в ЗПН емкостного фильтра), от чрезмерных скоростей нарастания на полупроводниковых приборах напряжения и тока (они ограничиваются подключением параллельно силовым тиристорам и диодам защитных RCD-цепочек и соответствующим выбором параметров колебательного контура устройства коммутации) и от динамического и термического действия токов короткого замыкания. Решение вопросов защиты от токов короткого замыкания оказывается более сложным, чем в

случае защиты от перенапряжений и превышения динамических параметров. Так как повреждения в АД и нарушение нормальных режимов работы преобразователя ведут к перегрузкам полупроводниковых приборов тягового инвертора с возможным появлением режима сквозного короткого замыкания, проблему защиты блока АИН-АД можно свести к защите его от сверхтоков.

В процессе эксплуатации тиристорных преобразователей частоты могут возникать необратимые отказы (из-за выхода из строя элементов преобразователя) и условно-обратимые отказы. Условно-обратимые отказы возникают при нарушении операций, предусмотренных программой работы установки, либо при ложных включениях тиристорной силовой схемы (по аноду, по цепи управления или из-за нарушения режима коммутации). При этом оборудование, как правило, не выходит из строя и после срабатывания защиты установка может нормально функционировать. Как показывает опыт эксплуатации преобразовательных установок, подавляющее число отказов преобразователей возникает из-за условно-обратимых отказов. При этом превышение предельных значений эксплуатационных параметров установки в процессе аварийного режима, возникающего при условно-обратимых отказах тиристорной силовой схемы, может привести к необратимому отказу преобразователя. Другой причиной возникновения необратимых отказов являются различного рода механические повреждения и нарушение изоляции.

В процессе работы тягового автономного инвертора напряжения возможно возникновение следующих условно-обратимых отказов:

- неотключение хотя бы одного из главных тиристорных, что приводит при включении противоположного тиристора той же фазы к сквозному короткому замыканию: в случае запрета на включение главного тиристора при включенном состоянии противоположного тиристора той же фазы [231 неотключение ведет к несимметрии выходного напряжения тягового инвертора, что может вызвать превышение коммута-

ционной способности узла коммутации и, в конечном итоге, приведет к возникновению режима сквозного короткого замыкания:

- ложное включение хотя бы одного из коммутационных или главных тиристором, что может привести также к сквозному короткому замыканию;
- короткое замыкание на стороне переменного тока инвертора приводит к возрастанию уровня коммутируемых токов и опрокидыванию.

Опыт эксплуатации тяговых инверторов тепловоза ТЭ-120 показывает, что наиболее часто встречающимся отказом является неотключение плеча главных тиристором или повторное их включение по аноду непосредственно после коммутации из-за высоких значений dU/dt . Это приводит к сквозному короткому замыканию и срыву инвертирования в момент, когда включаются тиристоры противоположного плеча данной фазы в соответствии с заданной диаграммой состояний тиристором инвертора.

Известные в настоящее время способы защиты тяговых автономных инверторов можно классифицировать следующим образом:

- Защита путем установки быстродействующих предохранителей в силовых цепях преобразователя [1301. К достоинству использования предохранителей следует отнести экономичность и простоту конструкции. Однако, параметры разработанных в настоящее время промышленностью предохранителей не удовлетворяют предъявляемым требованиям как с точки зрения электрических параметров, так и с точки зрения обеспечения надежности. Кроме того, по данным специальных исследований фирмы ВВС (ФРГ) возможность применения в тяговых преобразователях быстродействующих предохранителей для защиты тиристором и силовых полупроводниковых диодов ограничена. Они имеют малый срок службы из-за механических разрушений, вызванных импульсным характером тока.
- Защита инвертора с помощью контактного или бесконтактного (ти-

ристорного) выключателя, установленного в цепи питания инвертора. Введение в цепь питания инвертора таких прерывателей приводит к усложнению схемы преобразователя и само по себе снижает надежность установки в целом. Указанные недостатки затрудняют применение механических и тиристорных отключающих устройств на тепловозах.

- Защита тягового инвертора от токов короткого замыкания снятием возбуждения тягового СГ не обладает быстродействием и приводит к необходимости увеличения установленной мощности полупроводниковых приборов выпрямителя и инвертора по току. Диоды выпрямителя и тиристоры инвертора должны выдерживать полный ток короткого замыкания в течение времени снижения тока возбуждения тягового СГ. Это требует увеличения установленной мощности вентиля и тиристоров и ведет к повышению габаритов преобразовательной установки, что затрудняет ее размещение на тепловозе.
- В настоящее время наиболее распространенным устройством защиты тяговых инверторов от сверхтоков короткого замыкания в схемах тепловозов с ТЭП переменного тока является короткозамыкатель, устанавливаемый в ЗПН. Используемый в этом качестве механический короткозамыкатель не обладает достаточным быстродействием и не в состоянии эффективно защитить тиристоры инвертора от сверхтоков короткого замыкания, например, при разряде конденсатора фильтра. Поэтому наибольшее применение в схемах тепловозов переменного тока нашли тиристорные короткозамыкатели. Иногда параллельно с тиристорным устанавливается механический короткозамыкатель с целью обеспечения кратковременного режима работы тиристорного короткозамыкателя. Часто в качестве тиристорного короткозамыкателя используются плечи главных тиристоров всех параллельно включенных инверторов [170].

На рис. 6.1 представлена схема устройства защиты и контро-

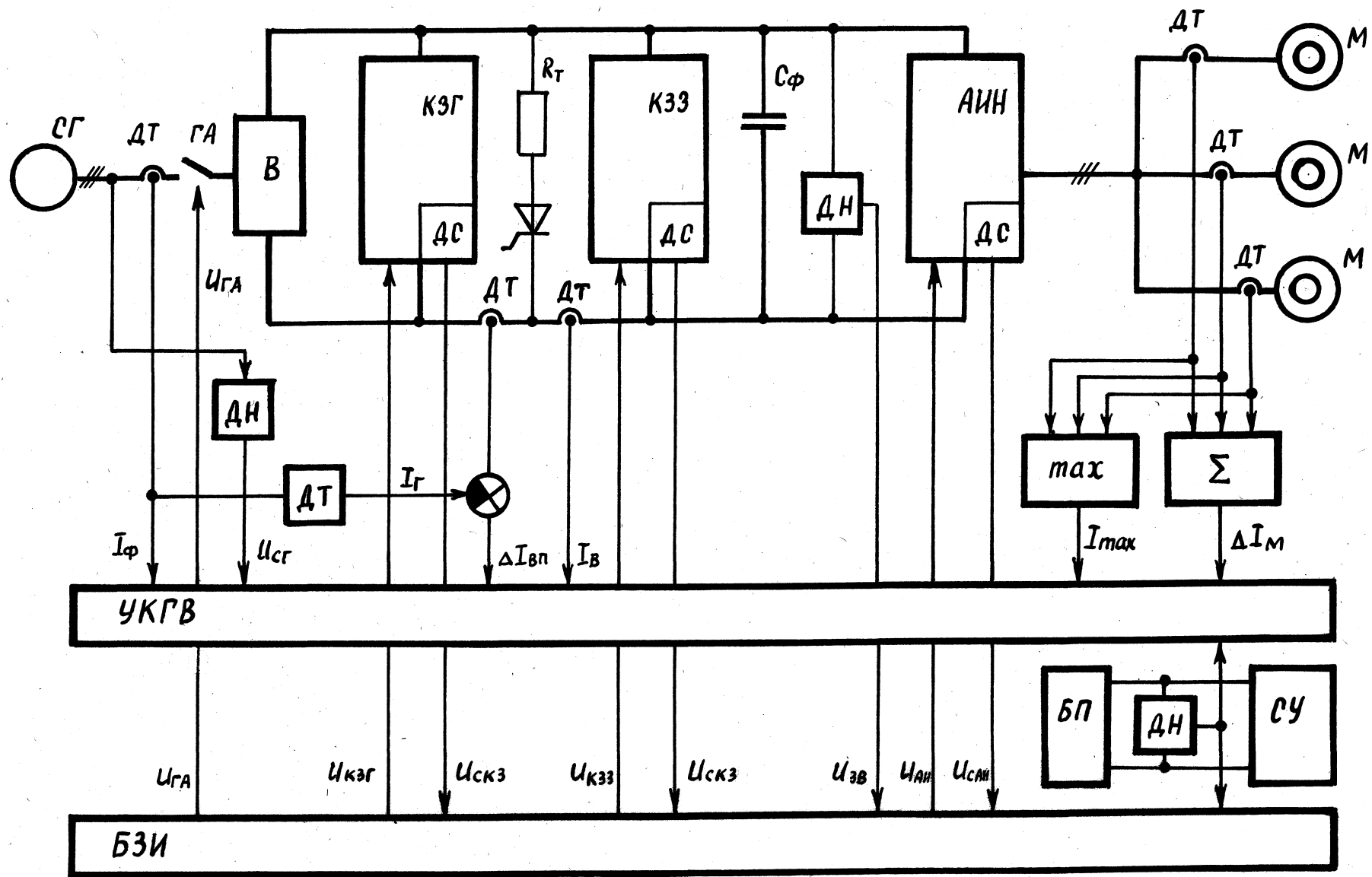


Рис. 6. 1 . Система контроля и защиты устройств электрической передачи тепловоза Ам6/6 (ФРГ).

ля АИН и ТЗП тепловоза типа Am 6/6 фирмы BBC S ФРГ) [1693. На схеме обозначены:

СГ - тяговый синхронный генератор;

ГА - главный автомат;

В - выпрямитель;

АИН - автономный инвертор;

ТАД - тяговый асинхронный двигатель;

КЗГ - короткозамыкатель генератора;

КЗЗ - короткозамыкатель звена постоянного напряжения;

УКГВ - УСТРОЙСТВО контроля граничных величин;

БЗИ - схема защиты инвертора;

БП - блок питания электронных цепей управления;

СУ - электронная система управления;

ДТ СДН) - датчики тока (напряжения);

ДС - датчики состояния тиристорov;

Рт - тормозной резистор;

СФ - конденсатор фильтра;

Пег - напряжение генератора;

ИФ - ток генератора;

1в - ток на выходе выпрямителя;

$I_{1вП}$ — разница в токах на входе и на выходе выпрямителя;

1зв - ток в звене постоянного напряжения;

I_{max} - ток максимально нагруженного двигателя;

$\Delta I_{тд}$ - разница токовых нагрузок тяговых двигателей;

$U_{п}$ - напряжение питания управляющей электроники:

Исаи, Цскг,

Цскз - сигналы датчиков состояния тиристорov, соответственно, инвертора, короткозамыкателя генератора и короткозамыкателя в звене постоянного напряжения:

Цкзг, икзз

U_{au} - сигналы на включение тиристорov, соответственно, короткозамыкателя генератора, короткозамыкателя в звене постоянного напряжения и инвертора:

UrA - сигнал на отключение главного автомата.

Система контроля и защиты электропередачи тепловоза Ат 6/6 воздействует на главный автомат с целью отключения нагрузки от генератора с одновременным включением сигнальной лампы "Повреждение электроники" при возникновении любой из следующих неисправностей, фиксируемых датчиком граничных величин (ДГВ):

- токовая перегрузка любой фазы генератора (I_A , $1в$, $1с$):
- перенапряжение на генераторе (Ur):
- разница в токах на входе и на выходе выпрямителя * $1вп$, например, при выходе из строя вентиля выпрямителя):
- токовая перегрузка звена постоянного напряжения ($1зв$):
- минимальное напряжение в звене постоянного напряжения при включенном главном автомате:
- замыкание на землю:
- наличие тока в тормозном резисторе при отключенном вентиляторе:
- недопустимое напряжение питания управляющей электроники (U_n):
- перегрузка инвертора по току (I_{max}):
- разница токовых нагрузок тяговых двигателей.

Сигналы с выходов датчиков состояния тиристорov инвертора и короткозамыкателей поступают на вход электронного логического устройства в блоке защиты инвертора, которое фиксирует следующие неисправности:

- ложные включения тиристорov в каждом из 12 плеч инверторов (на тепловозе Ат 6/6 установлены два инвертора):
- ложные включения тиристорov в каждом из 10 плеч короткозамыкателей:
- превышение напряжения в звене постоянного напряжения

- отсутствие напряжения питания U_n электронных устройств.

При возникновении любого из перечисленных выше аварийного режима необходима весьма быстродействующая защита, что объясняется опасностью протекания большого разрядного тока фильтра через короткозамкнутые цепи инвертора или короткозамыкателя. Поэтому не позднее чем через 60 мкс после возникновения аварии по сигналу блока защиты инвертора происходит включение всех тиристорov короткозамыкателя и инвертора. Одновременно выдается сигнал на отключение главного автомата, которое происходит через 60 мс. Первичная причина аварии фиксируется с помощью светодиодов, которые после срабатывания не реагируют на вторичные факторы, вызванные процессом развития токов короткого замыкания. Благодаря этому можно всегда установить первичную причину неисправности.

Серьезным недостатком защиты, описанной выше и примененной на тепловозах и электровозах фирмы ВВС, является и то, что при срабатывании короткозамыкателя тяговые асинхронные двигатели также оказываются в режиме короткого замыкания через диоды реактивного моста. При этом токи короткого замыкания двигателя, с одной стороны, способствуют изнашиванию узлов двигателя, а с другой стороны, создают ударный обратный момент, прикладываемый к элементам механического привода колесных пар локомотива и достигающий шести-_____восьмикратной величины по отношению к номинальному моменту тягового АД. Поэтому представляет большой интерес поиск решений, обеспечивающих безударную защиту блока АИН-АД в тяговой электропередаче переменного тока.

Часто для защиты инвертора при его опрокидывании используется принцип гашения главных тиристорov током перезаряда конденсатора фильтра.

При возникновении режима опрокидывания автономного инвертора по сигналу аварийного состояния от датчика тока конденсатора

фильтра включается тиристорный короткозамыкатель. Фильтровый конденсатор перезаряжаются до обратного напряжения через включенный короткозамыкатель и частично через тиристоры короткозамкнутой аварийной фазы инвертора. Перезаряд до обратного напряжения обеспечивается наличием колебательного контура БФСФ. Обратным током перезаряда конденсатора фильтра производится гашение главных тириستоров инвертора и тиристоров короткозамыкателя с одновременным включением тиристорного ограничителя напряжения. При этом энергия, запасенная в фазах генератора и двигателя, поступает соответственно через выпрямитель и мост реактивных диодов в звено постоянного напряжения и гасится на резисторе ограничителя напряжения. Последовательно с выпрямителем в звене постоянного напряжения установлен реактор, обеспечивающий отсечку обратного тока перезаряда фильтра через диоды выпрямительной установки. Предполагается, что при установке подобного устройства защиты в электропередаче реального тепловоза в случае, если конденсатор фильтра не обеспечивает гашения тиристоров аварийного инвертора, повторным импульсом датчика тока фильтра будет выдан сигнал на включение внешнего устройства защиты. Такой режим (неотключение аварийного тиристора) может произойти при работе электропередачи в зоне низких напряжений, так как в этом случае гасящая цепь БФСФ обладает малой коммутационной способностью. Следует, однако, заметить, что при низких уровнях напряжения в звене постоянного напряжения режимы короткого замыкания в инверторе не являются столь опасными.

Недостатком устройства безударной защиты тягового инвертора (так же, как и любой защиты с использованием короткозамыкателя в звене постоянного напряжения) является то, что при ее срабатывании осуществляется отключение всех, в том числе, и неаварийных тяговых инверторов [170].

Опыт эксплуатации ТЭП переменного тока показывает, что на-

иболее частой причиной опрокидывания АИН является неотключение главных тиристоров или повторное их включение после коммутации из-за высоких значений du/dt в каком-либо одном из инверторов.

В E23J описывается устройство контроля коммутации в трехфазном мостовом преобразователе, обеспечивающее снятие управляющих импульсов после несостоявшейся коммутации. С этой целью логические сигналы, соответствующие отпирающему импульсу очередного тиристора, подаются на схему совпадения. Если состояние совпадения продолжается дольше, чем время нормальной коммутации, устройство вырабатывает сигнал на запираание системы управления [38]. На рис. 6.2 показана схема устройства защиты преобразователя, основанная на сравнении сигналов с датчиков состояния главных тиристоров с сигналами системы управления тиристорами преобразователя, выявлении предаварийного состояния и воздействия на систему управления с целью отключения преобразователя от цепи источника питания.

В случае несостоявшейся коммутации какого-либо из главных тиристоров инвертора (для определенности, например, тиристора T_1) или повторного его включения после коммутации из-за высоких du/dt существует опасность возникновения режима сквозного короткого замыкания в инверторе по цепи тиристоров T_1, T_4 фазы А в момент прихода сигнала на включение тиристора T_4 . В рассматриваемом устройстве защиты такой режим исключен, так как в этом случае сигнал управления тиристором T_4 заблокирован выходным сигналом UDC1 датчика состояния тиристора T_1 . Блокировка указанного сигнала осуществляется на схеме запрета И4. Тем не менее в случае повторяющегося неотключения аварийного тиристора в выходном напряжении инвертора появится асимметрия, что приведет к возрастанию уровня коммутационных токов, повышению коммутирующей способности узла коммутации и, в конечном итоге, к опрокидыванию инвертора. С целью исключения такого режима в случае коммутации главного тиристора инверто-

ра (или повторного его включения по аноду из-за высоких du/dt после коммутации) производится отключение аварийного блока инвертор-двигатель от одного из полюсов источника питания. Для этого состояние каждого главного тиристора сравнивается на схеме совпадения с сигналом управления смежного тиристора той же фазы. В рассматриваемом нами случае появится сигнал на выходе схемы совпадения И7, который, пройдя через схему ИЛИ и перебросив триггер Т7, воздействует на систему импульсного управления инвертора с целью запрета подачи импульсов управления на все главные тиристоры инвертора и обеспечения режима ускоренной коммутации (включение очередного по диаграмме состояния коммутирующего тиристора сразу по приходу сигнала Пзщ на УУКТ). При этом автоматически произойдет коммутация того главного тиристора, который в данный момент является единственным включенным тиристором в анодной или в катодной группах инвертирующего моста. Тем самым инвертор с нагрузкой будет отключен от одного из полюсов источника питания. В рассматриваемом случае срабатывание устройства защиты приведет к отключению инвертора от отрицательного полюса — U_d источника питания посредством выключения тиристора Г6 или Г2 (в зависимости от принятой последовательности чередования фаз). Необходимость проведения режима ускоренной коммутации объясняется тем, что в этом случае токи, коммутируемые устройством коммутации в процессе отключения инвертора, незначительно превышают величины токов, коммутируемых в нормальном режиме работы. При срабатывании защиты обеспечивается индикация номера отключенного инвертора и номера неотключившегося тиристора. Устройство защиты подобного типа осуществляет предупредительную защиту инвертора, не допуская возникновения режима короткого замыкания в инверторе и срабатывает в момент, предшествующий его опрокидыванию. Это устройство защиты, разработанное при участии автора, обеспечивает безударную защиту тяговых инвер-

торов и сохраняет свою работоспособность в зоне низких значений питающего напряжения. При срабатывании она отключает только аварийный инвертор. Кроме того, использование описанного устройства для защиты тепловозного преобразователя частоты дает возможность отключать в случае необходимости любой тяговый инвертор по цепи управления.

Таким образом, представляется перспективной следующая концепция построения эффективных многоступенчатых защит тягового блока АИН-АД [160,1723:

- первая ступень - логическая защита предупредительного типа от неотключения главных тиристоров АИН:
- вторая ступень - безударная защита инвертора, производящая отключение аварийного инвертора при его опрокидывании с помощью перезаряда конденсатора фильтра:
- третья (последняя ступень) - защита с помощью короткозамыкателя в ЗПН с одновременным снятием возбуждения СТ.

6.2 Методы расчета электромагнитных процессов в тяговых инверторах в аварийных режимах

6.2.1. Анализ аварийных процессов при опрокидывании АИН.

При создании эффективных средств защиты тяговых инверторов ТЕП автономных локомотивов с АД необходимо иметь соответствующий математический аппарат, позволяющий с достаточной точностью производить расчеты электромагнитных процессов в преобразователях частоты при возникновении аварийных ситуаций. Под аварийной ситуацией применительно к тяговым инверторам будем понимать, с одной стороны, режим сквозного короткого замыкания в инверторе в результате его опрокидывания, а, с другой стороны, нарушения в работе инвертора, не сопровождающиеся сами по себе коротким замыканием, но при-

водящие в конечном итоге к опрокидыванию инвертора (например, некоммутиация плеча инвертирующих тиристоров). Оба этих режима с точки зрения расчета электромагнитных процессов требуют различного подхода: наличие методики расчета первого из них (режима короткого замыкания) необходимо при синтезе безударных защит, а методика расчета электромагнитных процессов при некоммутиации позволяет правильно строить устройства защиты предупредительного типа.

При опрокидывании тягового автономного инвертора напряжения полюсы звена постоянного напряжения оказываются замкнутыми через два последовательно включенных плеча аварийной фазы инвертора. Это приводит к короткому замыканию источника питающего напряжения, закорачиванию конденсатора фильтра и трехфазному замыканию статорной цепи тягового асинхронного двигателя, работающего в двигательном или генераторном режиме.

Ток аварийной фазы инвертора равен:

$$i_{k\phi}(t) \approx i_{Kn}(t) + i_{k\phi}(0) + i_{kn}(t), \quad (6.1)$$

где $i_{kp}(t)$, $i_{k\phi}(t)$, $i_{kn}(t)$ - соответственно значения токов короткого замыкания источника питания, конденсатора фильтра и АД.

Характер изменения аварийного тока $i_{Kn}(t)$ и метод его вычисления общеизвестен. Ток $i_{k\phi}(t)$ имеет колебательный характер, определяемый собственной частотой контура, образованного конденсатором фильтра C_{ϕ} и эквивалентной индуктивностью $L_a = L_{\phi} + L_c$, где L_{ϕ} - индуктивность дросселя, включенного последовательно с конденсатором, L_c - индуктивность соединительных проводов и шин.

Перезаряд конденсатора C_{ϕ} происходит через аварийные тиристоры фазы при разряде и перезаряде на обратную полярность и через диоды всех фаз обратного моста схемы инвертора при перезаряде конденсатора на прямую полярность. Колебания носят затухающий характер. Интенсивность затухания зависит от активных сопротивлений сое-

динительных проводов и шин Пш, динамических сопротивлений полупроводниковых приборов Кд, пороговых напряжений U_0 тиристоров и диодов и тангенса угла потерь tg конденсаторов фильтра.

Амплитуда разрядного тока может достигать больших значений:

$$I_{mk} = \frac{C_{\text{сф}}}{L_{\text{а}}} \quad (6.2)$$

Ток короткого замыкания АД $I_{\text{кз}}$ зависит от запаса энергии, накопленной в магнитных полях АД. При опрокидывании инвертора пространственные векторы потокосцепления статора Ψ_s и ротора Ψ_r можно представить неподвижными векторами относительно своих обмоток, изменяющимися лишь по своей амплитуде. Вращение ротора вызывает изменение взаимного пространственного положения векторов потокосцепления. Это определяет характер временной диаграммы токов статора при опрокидывании инвертора. В момент короткого замыкания векторы потокосцепления Ψ_s и Ψ_r примерно равны по модулю и почти совпадают по направлению. По истечении полупериода потокосцепление остается неподвижным относительно статора, а Ψ_r поворачивается вместе с ротором на угол π . В таком состоянии потокосцепления статора и ротора имеют противоположные направления и примерно равные значения по модулю $|\Psi_s| = |\Psi_r|$. Вследствие этого магнитные потоки статора и ротора замыкаются исключительно по путям рассеяния и токи АД достигают больших значений.

Используя зависимости:

$$\begin{aligned} \Psi_s &= L_s i_s + L_m i_r, \\ \Psi_r &= L_r i_r + L_m i_s, \end{aligned} \quad (6.3)$$

выразим ток статора АД через потокосцепления:

$$i_s = \frac{L_r}{L_r L_s - L_m^2} \Psi_s - \frac{L_m}{L_r L_s - L_m^2} \Psi_r = \frac{L_r \Psi_s - L_m \Psi_r}{L_r L_s - L_m^2},$$

(6.4)

где $L's = \langle 5-hs \rangle$ - переходная индуктивность статора;

$$(j = \frac{L_s L_r - L_m^2}{L_s L_r} - \text{результрующий коэффициент рассеяния.}$$

Потокосцепление статора при коротком замыкании запишем в следующем виде:

$$\Psi_s = \Psi_{s0} e^{-t/Ts'}$$

где Ψ_{s0} - потокосцепление статора в момент короткого замыкания при $t = 0$:

$Ts' = Ls' / Rs$ - переходная постоянная времени статора.

Потокосцепление ротора равно:

$$\Psi_r = \Psi_{r0} e^{-t/Tr'} + k_s \Psi_{s0} e^{-t/Ts'} \quad (6.6)$$

где $k_s = bn / Ls$ - коэффициент связи статора:

$Tr' = Lr' / Rr$ - переходная постоянная времени ротора:

$Lr' = Lr - Lm^2 / Ls$ - переходная индуктивность ротора.

С учетом выражений (6.4), (6.5) и (6.6) получим:

$$i_s = J_{so} e^{-t/Ts'} - \frac{J_{pwm} e^{-t/Tr'}}{L'r} \quad (6.7)$$

Если изображающий вектор напряжения U_s образует с осью Фазы А угол $(\alpha + \pi/2)$, то $U_s = J U_s e^{-j\omega t}$. Тогда, принимая в первом приближении:

$$U = U_s \cos(\omega t) / j\omega Ls' \quad (6.8)$$

где $U_s \cos(\omega t)$ - пространственный изображающий вектор первой гармонической напряжения до момента короткого замыкания.

С учетом (6.7) проекцию тока i_s на направление фазы А получим в следующем виде:

$$i_a = \frac{U_s C I}{W_s L_s'} [e^{-\alpha t / T_s'} \cos \alpha t - (1 - e^{-\alpha t / T_s'}) \cos \alpha t + C I] \quad (6.9)$$

Анализ выражения (6.9) показывает, что ток i_a состоит из апериодической и переменной затухающих составляющих. Он достигает своего максимума примерно через полпериода. Его значение в 6 _____ 9 раз превышает амплитуду номинального тока АД. Еще через полпериода токи в фазах АД снижаются почти до нуля, затем вновь через полпериода увеличиваются, но уже до меньшей амплитуды. Процесс заканчивается полным затуханием токов. Максимальное мгновенное значение тока статора при коротком замыкании ($t = T/2$, $T = 2H/W_s$) равно:

$$i_{amax} = \frac{U_s}{W_s L_s'} [e^{-T/2T_s'} + (1 - e^{-T/2T_s'}) \cos \alpha T/2] = \frac{U_s}{W_s L_s'} K_y \quad (6.10)$$

где $K_y = e^{-T/2T_s'} + (1 - e^{-T/2T_s'}) \cos \alpha T/2$ - ударный коэффициент.

Например, для АД типа ЭД900 (с параметрами схемы замещения: $L_m = 16,5$ мГ: $L_{tfs} = 0,65$ мГ: $L_{crr} = 0,68$ мГ: $R_s = 0,0347$ Ом: $R_r = 0,0304$ Ом) имеем:

$$K_y = \frac{17,15 * 17,18 - 16,5^2}{17,15 * 17,18} = 0,076$$

При $L_s' = 0,076 - 17,15 = 1,3$ мГн: $L_r' = 0,076 - 17,18 = 1,31$ мГн :

$$T_s' = \frac{1,3 \text{ И ю}}{0,0347} = 0,37 \text{ с. } T_r' = \frac{1,31 * 10}{0,0304} = 0,43 \text{ с. t}$$

при частоте длительного режима $\omega_s = 162$ с⁻¹, $T = 0,038$ с значение амплитуды тока равно $i_{amax} = 4068$ А $i_{a\text{ном}} = 580$ А).

Анализ показывает, что при двухфазном опрокидывании инвертора амплитуда тока короткого замыкания АД достигает значительных величин. Причем максимальное значение тока короткого замыкания приходится в зоне продолжительных режимов локомотива при работе его на предельной тяговой характеристике.

6.2.2. Анализ электромагнитных процессов при некоммутации.

Анализ причин и механизма возникновения аварийного состояния в тяговом электроприводе переменного тока из-за нарушения нормального режима преобразовательной установки показывает, что наиболее часто встречаются случаи условно-обратимых отказов при неотключении тиристоров какого-либо плеча тягового инвертора при коммутации или их повторного включения после коммутации из-за высоких скоростей нарастания прямого напряжения. Как правило, при неотключении тиристоров или при их повторном включении после очередной коммутации существует определенный интервал времени, в течение которого набирается цепь короткого замыкания в данном интервале через тиристоры противофазного плеча. Этот интервал времени характеризует предаварийное состояние инвертора и не сопровождается сверхтоками короткого замыкания.

Как показано в работе [116], возможно создание системы противоаварийной автоматики, основанной на выявлении предаварийного состояния тягового инвертора с последующим воздействием на исполнительные устройства защиты с целью отключения тиристоров аварийного инвертора, не дожидаясь его опрокидывания.

При проектировании устройств противоаварийной автоматики возникает необходимость расчета мгновенных значений предаварийных фазных токов инвертор-двигательного блока с учетом времени задержки срабатывания защиты для различных режимов работы электропривода. Сравнительно простым и достаточно эффективным методом расчета мгновенных значений фазных токов АД в установившемся ре-

жине при несинусоидальной форме питающего напряжения является метод двух составляющих [118]. Область применения этого метода расширена на случай произвольного значения угла θ включения главных тиристоров (в том числе и на случай управления $\theta = 531/6$).

Математический аппарат метода двух составляющих может быть применен также и для расчета фазных предаварийных токов на выходе инвертора. Для этого используются следующие допущения:

- после несостоявшейся коммутации фазные напряжения сохраняют значения предшествующего интервала:
- время задержки i_z предаварийного состояния мало по сравнению с периодом выходной частоты.

Эти допущения позволяют рассчитывать фазные токи в предаварийном состоянии по формулам, приведенным в РАЗДЕЛЕ 3, с подстановкой в них номера интервала, предшествовавшего некоммутации.

На рис. 6.3 представлены кривые фазных токов в нормальном и предаварийном (пунктирная линия) режимах, рассчитанные методом двух составляющих для тягового АД ЭД-900: здесь же представлена кривая фазного напряжения в нормальном режиме. Параметры установленного режима предшествующего некоммутации, соответствуют точке перехода из зоны пуска в зону поддержания постоянства мощности по тяговой характеристике тепловоза ТЭ120 ($U_d = 705$ В; $f_1 = 17,6$ Гц; $f_2 = 0,9$ Гц). Анализ кривых рис. 6.3 показывает, что за рассматриваемый интервал ($\theta = \pi/3$, $i_z \ll 10$ мкс) максимального уровня достигает ток некоммутировавшей фазы и при этом его значение примерно равно четырехкратному значению нормально коммутируемого тока. При уменьшении времени i_z лимитирующей становится фаза, ток в которой в момент коммутации достигает амплитудного значения I_m , а по истечении времени i_z - уровня I_{At} .

На рис. 6.4 представлены кривые распределения токов I_{At} при различных значениях времени i_z в функции от выходной частоты f_1 ,

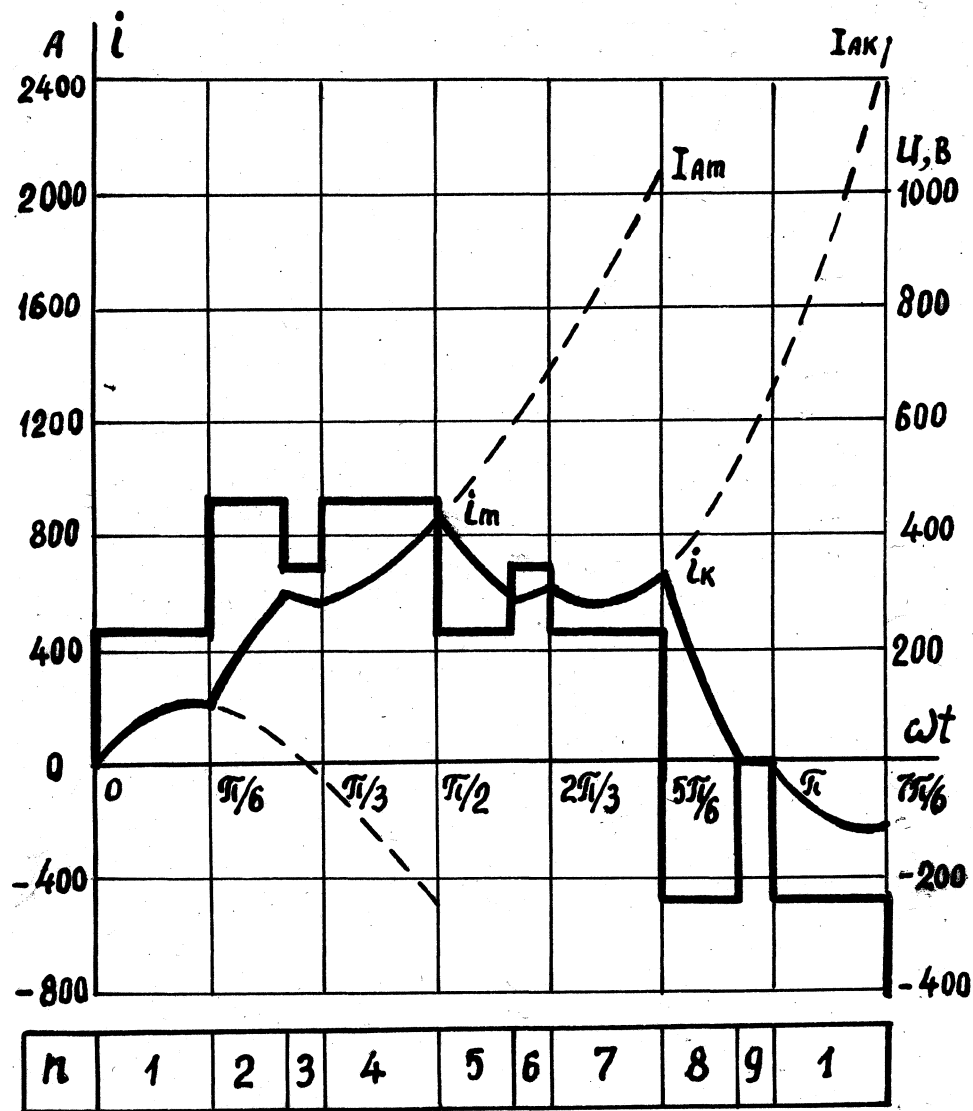


Рис. 6. 3. Кривые фазных токов в нормальном и предаварийном режимах.

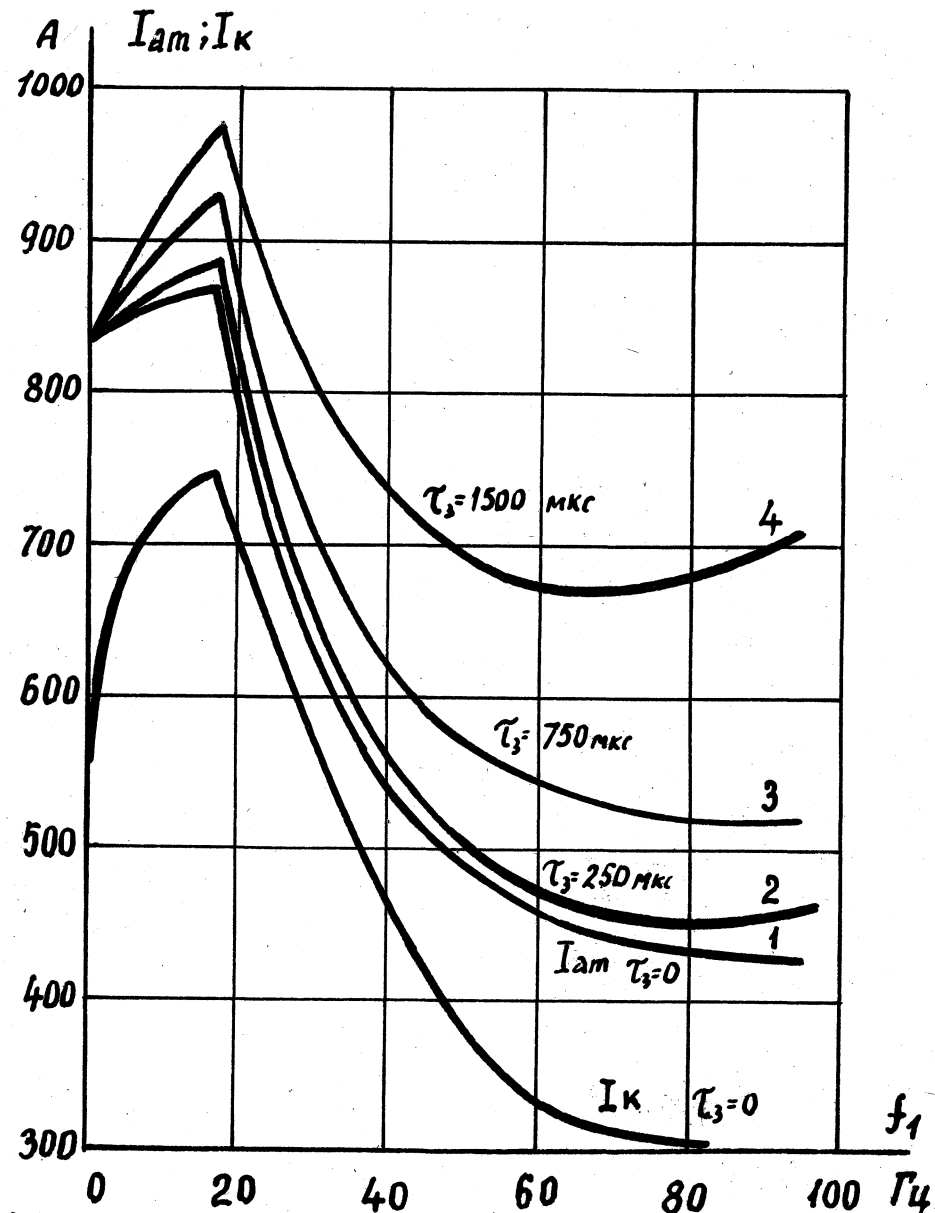


Рис. 6. 4. Распределение предаварийных токов в функции выходной частоты (тепловоз ТЭ120).

рассчитанные для точек тяговой характеристики тепловоза ТЭ120: здесь же для сравнения представлена кривая распределения тока I_k коммутируемого в нормальном режиме. Результаты расчета позволяют оценить превышение предаварийного тока I_{At} над амплитудным значением фазного тока I_m для различных режимов работы тепловозного электропривода и для различных значений времени i_z :

$$i_z = I_{At} - I_m \quad (6.11)$$

Анализ результатов расчета показывает, что в наиболее тяжелой по условиям коммутации точке перехода в зону постоянства мощности превышение i_z в первом приближении можно полагать пропорциональным времени i_z (при условии малости i_z): при $i_z \gg C300$ _____
 — 400) мкс i_z составляет величину порядка _____ (20 _____
 _____ 2

5) А. Исходя из этих значений времени i_z и следует определять допустимое быстроедействие устройств противоаварийной автоматики.

6.3 Совершенствование безударной защиты мостового тиристорного инвертора напряжения при его опрокидывании

В п. 6.1 показано, что наиболее опасным аварийным режимом в тяговом электроприводе переменного - постоянно - переменного тока является режим двухфазного опрокидывания инвертора, который сопровождается ударными токами КЗ конденсатора фильтра, а также токами КЗ тягового СГ и тяговых АД. КЗ тяговых АД приводит к появлению динамического тормозного момента и, как следствие, к значительным механическим воздействиям (ударам) на тяговый привод. Осуществить безударное отключение аварийного блока АИН-АД возможно за счет обратного перезаряда конденсатора фильтра, либо за счет срабатывания специальных устройств конденсаторного гашения. До тех пор, пока протекает процесс прямого перезаряда фильтрового конденсато-

представляется возможным. Включение тиристорного короткозамыкателя на этом интервале времени позволяет лишь разгрузить аварийное плечо инвертора от сверхтоков разряда конденсатора фильтра. Однако, при наличии тиристорного короткозамыкателя оказывается возможным решить проблему повышения эффективности безударной защиты с отключением главных тиристорov аварийного инвертора на интервале прямого перезаряда конденсатора фильтра путем использования принципа гашения, предложенного в [24] и описанного в п. 1.4.2.

Принципиальная схема усовершенствованной защиты, разработанная при непосредственном участии автора [30], представлена на рис. 6.5а. На рис. 6.5.б приведены эквивалентные схемы замещения контура разряда конденсатора фильтра для отдельных этапов процесса разряда: на рис.6.б - временные диаграммы, иллюстрирующие электромагнитные процессы в устройстве защиты при его срабатывании.

На схемах рис. 6.5 обозначены: СГ - источник входного переменного напряжения с выводами А,В,С: неуправляемый мостовой выпрямитель В: резистор R и диод V14 гасящей RD-цепи: трансформатор Tr1 с первичной обмоткой W1 (точкой обозначено начало обмотки): конденсатор Сф фильтра: главные (инвертирующие) тиристоры инвертирующего моста VI-V6: диоды обратного тока V7 _____ V12: тиристорный короткозамыкатель V13: датчик Дкз опрокидывания инвертора: пороговый блок ПОР: блок формирования импульса управления тиристорами короткозамыкателя: запоминающий элемент ЭП: система СИУ управления инвертором: блок БУТ формирования сигналов управления инвертирующими тиристорами. На рис.6.б приведены временные диаграммы электромагнитных процессов при срабатывании защиты, где U_c - напряжение на конденсаторе Сф фильтра: i_c - ток конденсатора Сф фильтра: i_D - ток гасящей RD - цепи: i_s - суммарный ток конденсатора фильтра и гасящей RS - цепи: i_T - ток тиристорного короткозамыкателя.

Текущий электрический угол θ , связан с текущим временем t

соотношением:

$$\epsilon = t \sqrt{L/C_{\phi}}, \quad (6.12)$$

где L - приведенная к первичной обмотке W_1 эквивалентная индуктивность обмоток трансформатора Tr_1 .

В момент срабатывания защиты условно принято значение угла $\theta = 0$, характерные точки по оси θ обозначены: Q_1, \dots, Q_5 . В схеме по рис. 6.5а к полюсам звена постоянного напряжения подключаются непосредственно выходные зажимы выпрямителя B , входные зажимы инверторного моста на тиристорах $V_1 - V_6$ и диодах $V_7 - V_{12}$, а также фильтр с гасящей RD -цепью и тиристорный короткозамыкатель, условно показанный в виде тиристора V_{13} . Первичная обмотка W_1 трансформатора Tr_1 включена последовательно с конденсатором C_{ϕ} фильтра и в нормальном режиме работы инвертора выполняет роль токоограничивающего реактора LC-фильтра, а при срабатывании защиты обеспечивает колебательный характер процесса разряда конденсатора C_{ϕ} . Вторичные обмотки трансформатора Tr_1 включены в соответствующие плечи моста инвертирующих тиристорov согласно по отношению к первичной обмотке W_1 и в нормальном режиме работы инвертора и выполняют роль реакторов, устанавливаемых в плечах моста инвертирующих тиристорov. Эти обмотки при срабатывании защиты (V_{13}) являются источниками противо-ЭДС в цепях главных тиристорov. Коэффициент трансформации трансформатора Tr_1 от первичной обмотки W_1 к его вторичным обмоткам выбирается достаточно большим (порядка $k_t = 10-20$, исходя из условия обеспечения надежной коммутации тока нагрузки в тиристорах инвертирующего моста за счет противо-ЭДС во вторичных обмотках трансформатора Tr_1 аналогично тому, как это осуществляется в [24] (см. п.1.4.2).

Таким образом, число витков вторичных обмоток трансформатора Tr_1 может быть выбрано достаточно малым (порядка 1-2 витка), что, с одной стороны, обуславливает малое влияние электромагнитных

процессов в фильтре на соответствующие процессы в фазах инвертора и малое взаимовлияния последних в нормальном режиме работы инвертора, а с другой стороны, облегчает требования к конструкции трансформатора $Tr1$ в составе инвертора. В то же время индуктивность первичной обмотки $W1$ трансформатора $Tr1$, выполняющей роль токоограничивающего реактора фильтра, выбирается достаточно малой по сравнению с приведенной к звену постоянного напряжения индуктивностью статорных обмоток генератора СГ. Таким образом, включение этой обмотки последовательно с конденсатором $C\phi$ фильтра практически не ухудшает работу фильтра.

Параметры колебательного процесса разряда конденсатора $C\phi$ фильтра в начальной стадии процесса определяются емкостью $C\phi$ и эквивалентной, приведенной к первичной обмотке $W1$ $Tr1$, индуктивностью L . Эквивалентная схема замещения контура разряда конденсатора $C\phi$ на начальном участке разряда при $0 \leq \theta \leq \theta_1 = \pi/2$ представлена на рис.6.5. б. На этом участке токи и напряжения в контуре разряда с достаточной точностью определяются соотношениями:

$$i_r \ll i_s \gg i_c = I_m \sin \theta : \quad (6.13)$$

$$U_c = U_{c0} \cos \theta : \quad (6.14)$$

где U_{c0} - начальное значение напряжения U_c на конденсаторе $C\phi$ при $\theta = 0$:

I_m - амплитуда разрядного тока конденсатора фильтра.

При значениях $\theta > \theta_1 = \pi/2$ напряжение U_c (6.4) меняет знак и становится отрицательным. Вследствие этого включается диод $V14$ гасящей RD -цепи и параметры колебательного процесса разряда конденсатора $C\phi$ определяются в соответствии с эквивалентной схемой замещения по рис.6.5в. При этом токи и напряжения могут быть рассчитаны по следующим выражениям.

$$i_s = \frac{\text{Im} \left[-DC e^{-\lambda t/2} \right]}{\cos \theta} \cdot \cos \left[(\Gamma + CE - 31/2) \cos' f \right] : \quad (6.15)$$

$$i_c = \frac{\text{Im} \left[\dots \right]}{\cos \theta} \cdot \cos \left[(\Gamma - \text{И}0 - 31/2) \cos' \text{И}; \right] \quad (6.16)$$

$$I_D = 2 \text{Im} e^{-D(6-\lambda/2)} \cdot \text{tg} \theta \cdot \sin \left[(0 - 51/2) \cos' FJ \right] : \quad (6.17)$$

$$U_c \ll \frac{U_{co} e^{-D(6-n/2)}}{\cos \theta} \cdot \sin \left[EC0 - 31/2 \right) \cos' ll : \quad (6.18)$$

где D - декремент затухания, определяемый по формуле:

$$D = - \frac{\sqrt{i/C\phi} - 0,5}{2R} \quad \text{С } 6.19$$

γ' - угол затухания, связанный с коэффициентом затухания D

$$\text{соотношением: } D = \sin \gamma' . \quad (6.20)$$

Соотношения (6.15)–(6.18) справедливы для описания электромагнитных процессов в контуре перезаряда конденсатора фильтра на интервале $0 \leq t < 0.4$, где 0.4 определяется из условия:

$$0.4 = 31/2 + \lambda / \cos'^2 . \quad (6.21)$$

На этом интервале при значениях угла $\theta > \theta_2$, где

$$\theta_2 = 31/2 + (31/2 - \gamma) / \cos \gamma , \quad (6.22)$$

ток конденсатора $C\phi$ меняет знак, обеспечивая при $\theta > \theta_2$ заряд конденсатора $C\phi$ в положительном направлении по отношению к нормальной полярности звена постоянного напряжения вверх от уровня напряжения:

$$-(\lambda/2 - \gamma) \text{tg} \theta$$

При значениях угла $\theta < \theta_3$, где θ_3 определяется по формуле

$$03 = \pi/2 + (\pi/2 + 4') / \cos' F, \quad (6.24)$$

положительный ток i_s фильтра протекает от начала к концу первичной обмотки $W1$ трансформатора $Tr1$ по цепи короткозамыкателя $V13$ при примерном соблюдении равенства $i_t \Rightarrow i_s$ с точностью до пренебрежения составляющей тока нагрузки и соответствующими токами во вторичных обмотках трансформатора $Tr1$. При этом во вторичных обмотках трансформатора $Tr1$ индуцируются импульсы коммутационного тока, направленные встречно по отношению к нормальной полярности звена постоянного напряжения и обеспечивающие коммутацию инвертирующих тиристоров $V1 \dots V6$ во время полуволны перезаряда конденсатора фильтра. При значениях $\beta > 03$ ток i_s меняет знак, становится отрицательным и замыкается через диоды неуправляемого выпрямителя, обеспечивая отключение тиристоров короткозамыкателя $V13$ (к этому времени управление тиристорами короткозамыкателя $V13$ должно быть снято). Таким образом, для обеспечения снятия импульсов управления тиристоров короткозамыкателя по истечении времени первого полупериода колебательного разряда конденсатора LC-фильтра длительность $T_{ткз}$ импульса управления тиристорами короткозамыкателя $V13$, задаваемая одновибратором в блоке формирования $U_{ткз}$, должна удовлетворять неравенству:

$$T_{ткз} < V_3 \sqrt{LC} \quad (6.25)$$

где 03 определяется по формуле (6.14).

При значениях угла $\theta > \theta_4$, определяемых формулой (6.11), изменяется полярность напряжения на конденсаторе C_f . В результате этого закрывается диод $V14$ гасящей RD -цепи, и параметры процесса заряда конденсатора C_f определяются (в соответствии с эквивалентной схемой замещения) по формулам:

$$-j \omega C_f U' / \dots$$

$$i_s = i_c = -I_m \sin(\omega t - \pi/2 - \pi/\cos \alpha) \quad (6.26)$$

$$U_c = U_{c0} e^{-\omega t} \sin(\omega t - \pi/2 - \arccos \frac{U_c}{U_{c0}}) \quad (6.27)$$

Процесс заряда конденсатора C_f завершается в момент t_0 - Об, где значение угла ωt_0 определяется выражением:

$$\omega t_0 = \arccos \left(\frac{U_c}{U_{c0}} \right) \quad (6.28)$$

При этом напряжение на конденсаторе C_f равно:

$$U_c(t_0) = U_{c0} e^{-\omega t_0} \quad (6.29)$$

При выбранном значении $D = 0,5$ напряжение U_c на конденсаторе C_f снижается на 16,3% от его начального уровня. Коммутация главных тиристорov инвертора происходит на интервале $0 < \omega t < \omega t_0$ при протекании первой положительной полуволны тока перезаряда фильтра через первичную обмотку W_1 трансформатора Tr_1 за счет коммутирующего тока i_k во вторичных обмотках трансформатора Tr_1 . При этом примерно соблюдается равенство:

$$i_k \approx k_{tr} i_s \quad (6.30)$$

где k_{tr} - коэффициент трансформации трансформатора Tr_1 . Коммутация тиристорov короткозамыкателя V_{13} обеспечивается на интервале $\omega t_0 < \omega t < \omega t_1$ во время протекания второй (отрицательной) полуволны тока i_s фильтра через диоды неуправляемого выпрямителя.

Таким образом, длительности импульсов коммутирующих токов для главных тиристорov инвертора t_{tr} и для тиристорov короткозамыкателя t_{tr} определяются в соответствии с выражениями:

$$t_{tr} = 0,3 \frac{C_f}{\omega} \quad (6.31)$$

$$t_{кт} = 0,5 - 0,3) \frac{C_f}{\omega} = 0,2 \frac{C_f}{\omega} \quad (6.32)$$

Все приведенные расчетные соотношения, характеризующие электромагнитные процессы в преобразователе при реализации описанно-

го способа защиты, получены в предположении о малости тока нагрузки I_D по сравнению с амплитудой I_m разрядного тока конденсатора фильтра. Такое предположение имеет место при рассмотрении реальных режимов работы тяговых инверторов и вполне допустимо при качественном анализе упомянутых электромагнитных процессов.

Таким образом, описанное устройство защиты автономного инвертора напряжения, реализуя защиту инвертора при его опрокидывании гашением инвертирующих тиристоров током прямой полуволны разряда конденсатора фильтра, дает возможность повысить быстродействие и надежность защиты, не требует установки специального разделительного реактора в звене постоянного напряжения, загруженного в нормальном режиме работы инвертора полным током преобразователя. Это обеспечивает повышение КПД и снижение массо-габаритных показателей преобразовательной установки, исключает ударные токи со стороны источника питания и нагрузки инвертора через короткозамкнутое звено постоянного напряжения при опрокидывании инвертора.

6.4 Принципы построения логических защит предупредительного типа

При некоммутации одного из главных тиристорov АИН и снятии управления с соответствующего противофазного плеча в инверторе начинает формироваться несимметричный режим. В этом случае состояние инвертора с схема подключения фаз АД к полюсам источника питающего напряжения) не меняется. Однако состояние двухфазного КЗ в инверторе еще не наступило. В случае быстрого обнаружения такого предаварийного состояния инвертор может быть еще отключен от источника питания либо за счет штатных устройств коммутации (режим ускоренной коммутации очередного тиристора по диаграмме состояний), либо за счет срабатывания внешнего устройства конденсаторного га-

шения, которое может быть общим для всех инверторов автономного локомотива. Таким образом, устройство защиты, реализующее описанный способ отключения инвертора от источника питания в случае несостоявшейся коммутации хотя бы одного плеча главных тиристорных, предупреждает возникновение аварийного состояния. Состояние некоммутирования можно достаточно быстро выявить с помощью простейшей логики при наличии в схеме инвертора датчиков состояния тиристорных плеч. Принципы построения логических защит предупредительного типа разработаны при непосредственном участии автора. Одно из возможных технических решений описано ниже.

На рис. 6.7 представлена принципиальная схема системы АИН-АД, включающая в себя принципиальную схему силовой части и структурную схему системы управления для осуществления логической защиты предупредительного типа: на рис. 6.8 приведена принципиальная схема устройства для управления защитой: на рис. 6.9 показаны временные диаграммы процессов, происходящих в инверторе и в устройствах защиты: на рис. 6.10 приведены структурные схемы еще двух вариантов устройств для управления защитой.

Схема защиты показана с внешним устройством конденсаторного гашения, которая содержит анодный СКА и катодный СКК конденсаторы, два автономных источника подзаряда, гасящие тиристоры V_{KI} . . . V_{K6} , токовыравнивающие реакторы $LA-Lc$ соответственно фаз А, В и С, датчики ДС1-ДС6 состояния соответствующих тиристорных плеч АИН, систему СУЗ управления защитой и систему ВУУТ управления главными тиристорами инвертора. СУЗ (рис. 6.8) состоит из двух частей: устройства УВН выявления некоммутирования и устройства УУКТ погруппового управления гасящими тиристорами. УВН содержит элементы совпадения (СОСТ1-СОСТ6) для выявления некоммутировавшего плеча, D-триггеры СНЕК1-НЕК6, используемые в качестве элементов памяти для фиксации некоммутировавшего плеча и элемент ИЛИ НЕКОМ

для фиксации режима некоммутации в инверторе. УУКТ содержит элементы ИЛИ для формирования первоочередного управления гасящими тиристорами вентильной группы, к которой принадлежит некоммутировавшее плечо, одновибратор S3 задания времени задержки на гашение тиристорov противоположной группы, элементы совпадения - формирователи импульсов на включение гасящих тиристорov противоположной (соответственно анодной и катодной) группы, одновибраторы S1 и S2 - формирователи импульсов включения гасящих тиристорov соответственно анодной и катодной групп.

На рис. 6.7 ___ 6.10 приняты следующие обозначения:

U_d - напряжение в звене постоянного напряжения:

U_A - фазное напряжение на статорной обмотке фазы А нагрузочного асинхронного электродвигателя:

I_A - фазный ток фазы А нагрузки:

$i_{га}$ и $i_{гк}$ - токи гашения при разряде соответственно анодного и катодного конденсаторов устройства принудительного гашения:

I_m - амплитудное значение фазного тока нагрузки:

p - число фаз инвертор-двигательного блока ($p=6$):

$УГ$ - вектор p сигналов $УГ1-УГ6$ управления соответствующими главными тиристорами:

$СОСТ$ - вектор p выходных сигналов $СОСТ1-СОСТ6$ соответствующих датчиков состояния тиристорных плеч инвертора:

$ВГТ$ - вектор p сигналов $ВГ1-ВГ6$ включения соответствующих гасящих тиристорov:

$ВУГТ$ - сигнал блокирования управления главных тиристорov инвертора:

$ОИП$ - сигнал отключения источника питания инвертора:

$ЗС1-ЗС6$ - сигналы требуемого закрытого состояния соответствующих плеч главных тиристорov:

$НЕК1-НЕК6$ - сигналы некоммутации соответствующих плеч главных

тиристоров :

НЕКОМ – общий сигнал некоммутации любого из плеч главных тиристор-
торов инвертора :

ЗГП – проинвертированный импульс задержки гашения тиристор-
противоположной группы :

ВПАГ (СВПАК) – импульсы включения гасящих С коммутирующих) тири-
стор-противоположной анодной (катодной) группы :

ВГА (ВГЮ – вектор трех сигналов включения гасящих тиристор-
анодной (катодной) группы :

ЗПВ – импульс задержки повторного включения :

ВОССТ – проинвертированный импульс восстановления системы управ-
ления защитой :

ЗВЗ – сигнал задержки на восстановление исполнительных устройств
защиты :

О – текущий электрический угол (в радианах) в привязке к выход-
ной частоте инвертора :

tsrn – время задержки гашения тиристор-противоположной группы :

Тзпв – время задержки повторного включения :

ізвв – время задержки на восстановление исполнительных устройств
защиты .

На рис. 6.9 стрелками показаны моменты некоммутации тири-
сторного плеча VT1 фазы А инвертора и момент автоматического пов-
торного включения (АПВ) инвертора после срабатывания защиты.

Силовая часть устройства защиты выполнена в виде трехфаз-
ного моста гасящих тиристор- VK1 _____ VK6, подключенного своими фаз-
ными выводами через токовыравнивающие реакторы Lа, Lв, Lс к однои-
менным фазным выводам трехфазного моста главных тиристор- АИН.

На структурной схеме устройства управления защитой по рис.
6.10а приведены устройство выявления некоммутации, устройство по-
группового управления гасящими тиристорами и связи между ними, вы-

полненные в соответствии со схемой рис.6.8. В схему по рис. 6.10а введено также устройство АВП автоматического повторного включения.

Схема устройства на рис. 6.10б отличается от схемы устройства по рис. 6.10а тем, что на первые входы элементов СОСТ1–СОСТ6 совпадения формирования сигналов управления гасящими тиристорами вместо сигналов СОСТ1–СОСТ6, снимаемых с выходов соответствующих датчиков состояния тиристорных плеч инвертора, заведены сигналы НЕК1–НЕК6, снимаемые с выходов устройства УВН выявления некомму- тации.

Устройство по схеме рис. 6.8 обеспечивает первоочередное гашение всех главных тиристорov той вентильной группы, к которой принадлежит некоммутировавшее плечо с последующим (спустя время t_{srn}) гашением всех главных тиристорov противоположной группы АИН.

Время t_{arn} задержки гашения тиристорov противоположной группы не должно быть меньше, чем длительность $t_{гг}$ импульсов токов гашения главных тиристорov разноименных вентильных групп инверто- ра, которая определяется параметрами контуров погруппового гашения. В целом должно выполняться соотношение:

$$t_{згп} > t_{гг} \sim L \sqrt{C_{ск}}, \quad (6.33)$$

где $C_{ск}$ – эквивалентная емкость конденсатора гашения:

L – эквивалентная приведенная индуктивность в контуре тока гашения главных тиристорov вентильной группы инвертора.

Время $t_{зпв}$ задержки повторного включения должно гарантиро- ванно превышать время завершения процессов гашения главных тирис- торov инвертора при срабатывании защиты и удовлетворять, таким об- разом, соотношению:

$$t_{зпв} > t_{srn} + t_{гг}, \quad (6.34)$$

где t_{arn} – время задержки гашения тиристорov противоположной

группы:

$T_{гг}$ - длительность импульсов токов гашения.

При реализации автоматического повторного включения инвертора по завершении процесса поочередного гашения главных тиристоров разноименных вентильных групп выбор расчетного значения времени $t_{звп}$ только с учетом ограничения, накладываемого соотношением (6.24), может привести при достаточно большом выбранном значении $T_{звп}$ к тому, что момент автоматического повторного включения (АПВ) инвертора будет сдвинут от момента несостоявшейся коммутации на электрический угол более $\pi/3$ рад. Это может привести к сбою диаграммы отключения и включения главных тиристоров, уменьшению длительности следующего за моментом некоммутиции полупериода выходного напряжения (то есть асимметрии выходного напряжения) и, как следствие, к переходному процессу по току нагрузки, который при определенных условиях может характеризоваться повышенными значениями предкоммутационного тока нагрузки. Описанная ситуация негативно сказывается на надежности работы инвертора и его устройств коммутации в интервале указанного переходного процесса. Для исключения описанного явления на параметр $t_{звп}$ должно быть наложено ограничение сверху, обеспечивающее задержку момента АПВ от момента некоммутиции на угол $\theta_{звп}$ задержки повторного включения не более:

$$\theta_{звп} < \pi/3 . \quad (6.35)$$

Учитывая, что текущее время t и текущий электрический угол θ связаны соотношением:

$$\theta = \omega t , \quad (6.36)$$

где ω - выходная частота инвертора.

Неравенство (6.25) во временной области после небольших преобразований может быть записано в виде:

$$T_{звп} < 1 / (6 f_{max}) \quad (6.37)$$

где f_{max} - максимальное значение выходной частоты инвертора (для тягового инвертора макетного тепловоза ТЭ120 $f_{max} = 120$ Гц и, таким образом, $T_{звп} < 1,4$ мс).

Время восстановления исполнительных устройств защиты $T_{звз}$ должно гарантированно превышать реальное время перезаряда гасящего конденсатора в составе устройства защиты от отрицательного до положительного уровня напряжения заряда гасящего конденсатора токком подключенного к нему независимого источника постоянного напряжения. Если принять закон "пяти тау" для оценки времени переходного процесса перезаряда гасящего конденсатора, то параметр $T_{звз}$ может быть рассчитан в соответствии с соотношением

$$T_{звз} > 5RC_{ск} , \quad (6.38)$$

где R - внутреннее сопротивление независимого источника постоянного напряжения:

$C_{ск}$ - эквивалентная емкость гасящего конденсатора.

В системе защиты макетного тепловоза ТЭ120 при $R \ll 200$ Ом, $C \gg 1800$ мкФ, $T_{звз}$ выбрано * 3 с.

С целью реализации описанного способа защиты от некоммутиции, характеризуемого тем, что в процессе поочередного гашения главных тиристорных разноименных вентильных групп инвертора производят гашение только открытых тиристорных плеч соответствующих групп, на выходах устройства (рис. 6.8) дополнительно устанавливаются элементы $C0CT1-C0CT6$ совпадения в соответствии со схемой рис. 6.10а. Элементы совпадения выполняют роль логических ключей, управляемых сигналами соответственно $C0CT1$ _____ $C0CT6$ и обеспечивающих подачу импульсов управления по рассмотренному алгоритму поочередного гашения на те гасящие тиристоры узла конденсаторного

гашения, которые обеспечивают отключение только открытых в данный момент плеч главных тиристорных.

Так, в рассматриваемом случае при предположительном открытом состоянии тиристорных плеч VT1, VT2 и VT6 и закрытом состоянии плеч VT3, VT4, VT5 в момент, предшествующий некоммутации плеча VT1, процесс срабатывания защиты на этапе гашения главных тиристорных анодной группы сопровождается выдачей импульсов ВГ1 и ВГ2 для включения гасящих тиристорных VK1, VK2 и блокированием импульса ВГ3 для включения гасящего тиристора VK3, что обеспечивает гашение в анодной группе только открытых главных тиристорных плеч VT1 и VT2.

С целью реализации варианта логической защиты, характеризуемой возможностью проведения режима автоматического повторного включения по завершении процесса поочередного гашения главных тиристорных разноименных вентильных групп инвертора, СУЗ по схемам рис. 6.8 и 6.10а дополняют устройством АПВ автоматического повторного включения (рис. 6.10а). При возникновении режима некоммутации в любом из тиристорных плеч инвертора передним фронтом сигнала НЕКОМ с выхода устройства УВН выявления некоммутации запускается одновибратор, который формирует импульс ЗПВ длительностью $T_{зпв}$ (время задержки повторного включения), рассчитываемый с учетом только ограничения (6.24), либо ограничений (6.24) и (6.27) одновременно в зависимости от варианта защиты. Задним фронтом импульса ЗПВ запускается одновибратор, который формирует короткий нулевой импульс ВОССТ для восстановления системы управления защитой и которым производится установка в начальное состояние схем устройства УВН (рис. 6.8), в том числе и обнуление сигналов НЕКОМ и БУГТ, что обеспечивает снятие блокирования управляющих импульсов главных тиристорных инвертора и его повторное включение в момент времени, задержанный относительно момента выявления некоммутации

на время $t_{зпв}$. Одновременно импульсом ВОССТ запускается одновибратор, который формирует продолжительный импульс ЗВЗ (рис.3, пунктир) длительностью $T_{звз}$, определяемой параметрами устройства принудительного гашения в соответствии с соотношением (6.28). Единичным уровнем сигнала ЗВЗ выходной элемент совпадения подготовлен к фиксации повторного режима несостоявшейся коммутации по приходу повторного единичного импульса НЕКОМ-1 в интервале времени $t_{звв}$. Таким образом, при выявлении повторного режима несостоявшейся коммутации в интервале времени восстановления исполнительных устройств защиты (то есть в условиях, когда процесс восстановления требуемого напряжения заряда гасящего конденсатора после срабатывания защиты еще не завершился) на выходе элемента совпадения формируется сигнал ОИП инвертора.

С целью реализации варианта, характеризуемого гашением тиристоров некоммутировавшего плеча вместо поочередного выключения главных тиристоров разноименных вентильных групп, в выходной части устройства по схеме рис.6.10а производят изменения в соответствии со схемой рис.6.10б. В частности, на первые входы элементов СОСТ1–СОСТ4 совпадения вместо сигналов СОСТ1–СОСТ6 с выходов датчиков состояния тиристорных плеч заводят сигналы НЕК1–НЕК6 соответствующих тиристорных плеч. Это обеспечивает в процессе срабатывания защиты гашение только тиристоров некоммутировавшего плеча. Так, в случае некоммутации тиристорного плеча VT1 на выход системы управления защитой выдан только сигнал ВГ1 на включение гасящего тиристора VK1 для гашения некоммутировавшего тиристорного плеча VT1.

При реализации варианта защиты, характеризуемого гашением тиристоров некоммутировавшего плеча вместо поочередного гашения главных тиристоров разноименных вентильных групп, обеспечивается концентрация тока разряда гасящего конденсатора в контуре гашения

нескоммутировавшего тиристора, что повышает надежность его принудительного гашения. С другой стороны, гашение тиристорных плеч только нескоммутировавшего плеча в сочетании с проведением режима автоматического повторного включения по завершении указанного процесса гашения обеспечивает уменьшение асимметрии выходного напряжения, связанной с процессом срабатывания защиты, и, как следствие, уменьшение времени переходных режимов.

Таким образом, рассмотренный вариант логической защиты предупредительного типа, характеризуется:

- первоочередным гашением тиристорных АИН той вентильной группы, к которой принадлежит нескоммутировавшее плечо:
- гашением только открытых тиристорных плеч соответствующих групп:
- возможностью автоматического повторного включения инвертора через время задержки повторного включения, определяете в соответствии с соотношением (6.27):
- гашением главных тиристорных плеч нескоммутировавшего плеча, обеспечивает повышение быстродействия и надежности гашения тиристорных инверторов в процессе срабатывания защиты.

Описанные варианты логических защит предупредительного типа, срабатывающие при условно - обратимых отказах тиристорных АИН, характеризующиеся явлениями некоммутирования главных тиристорных плеч, были отработаны и проверены в условиях эксплуатации на макетном тепловозе ТЭ120 в качестве первой ступени комплексной защиты и показали их высокую эффективность.

6.5 Датчики состояния тиристорных плеч тяговых преобразователей

Для создания эффективных систем управления и повышения противоаварийных свойств тяговых преобразователей частоты требуются

специальные устройства – датчики состояния (ДО тиристорных плеч. В настоящее время известно большое количество разработок ДС тиристорных плеч, которые применяются в системах защиты, диагностики и управления преобразователей. По принципу действия все ДС могут быть условно разделены на 4 группы: с контролем напряжения на тиристоре: с контролем тока через тиристор: с контролем проводимости тиристорного плеча: с контролем динамических параметров состояния плеча.

К ДС в составе тяговых преобразователей частоты автономных локомотивов предъявляются следующие требования:

- работоспособность в широком диапазоне входных напряжений (от 30 ...40 В до 1500 В):
- низкий уровень потребляемой мощности (не более 10 Вт):
- высокое быстродействие (не хуже 1- мкс):
- простота схемных решений и отсутствие дополнительных элементов в схеме силовой части преобразователя.

В процессе реализации системы защитного электрооборудования тепловоза с асинхронными электродвигателями разработаны следующие принципы построения ДС, учитывающие специфику их применения в составе тяговых преобразователей:

- питание высоковольтной части датчиков от независимого гальванически развязанного маломощного источника:
- оптоэлектронная гальваническая развязка информационных цепей датчиков:
- реализация узлов сравнения на базе усилительных элементов (операционных усилителей, транзисторов и проч.).

На базе сформулированных принципов при непосредственном участии автора разработан ряд ДС тиристорных плеч тяговых преобразователей [39,42,44,1613. На рис. 6.11 представлена схема датчика допускового контроля напряжения с индикацией полярности прик-

ладываемого напряжения, который при соответствующем подборе параметров может выполнять функции ДС с контролем напряжения на тиристорном плече VM-VR (здесь УГР - усилитель с гальванической развязкой). Исходя из заданных значений допустимой мощности потерь во входных цепях ($P_{доп} = 5-10$ Вт), максимального уровня входного напряжения ($U_{max}=1240$ В), диапазона напряжений срабатывания ($U_{ср} = 15 \dots 1500$ В), коэффициента передачи по току $h_{г1}$ транзистора VT, номинального тока через светодиод оптопары VO (I_{сд ном} 10 мА) и напряжения стабилизации $U_{ст}$ стабилитрона VS производят расчет параметров входной цепи датчика по формулам:

$$R3 \gg R2 : \quad \frac{U_{шах}^2}{R1 + R2} < P_{доп} :$$

$$h_{г1} C U_{ср} \frac{R2}{R1 + R2} - U_{ст} > R3 I_{сд ном} .$$

Технические характеристики ДС: быстродействие - не хуже 5 мкс: погрешность - не более 15%: напряжение изоляции - 1500 В: мощность, потребляемая по цепи питания - не более 0,5 Вт (при одном выходе) или 1 Вт (при двух выходах): мощность потерь во входных цепях - не более 10 Вт (при U_{max}).

На рис.6.12 представлена схема ДС с контролем проводимости тиристорного автономного инвертора напряжения. ДС содержит два источника питания (по одному на каждую группу тиристорных плеч) и оптоэлектронные узлы гальванической развязки. Разработанная схема ДС характеризуется низким уровнем суммарной потребляемой мощности ($P_{потр} < 0,5$ Вт на ДС одного плеча) и сохраняет работоспособность при уровнях напряжения на контролируемых тиристорных плечах, превышающих напряжение источников питания ($U_{пд} = 24$ В).

Для того, чтобы исключить формирование на выходе ДС ложных импульсов открытого состояния тиристорных плеч и последующее сра-

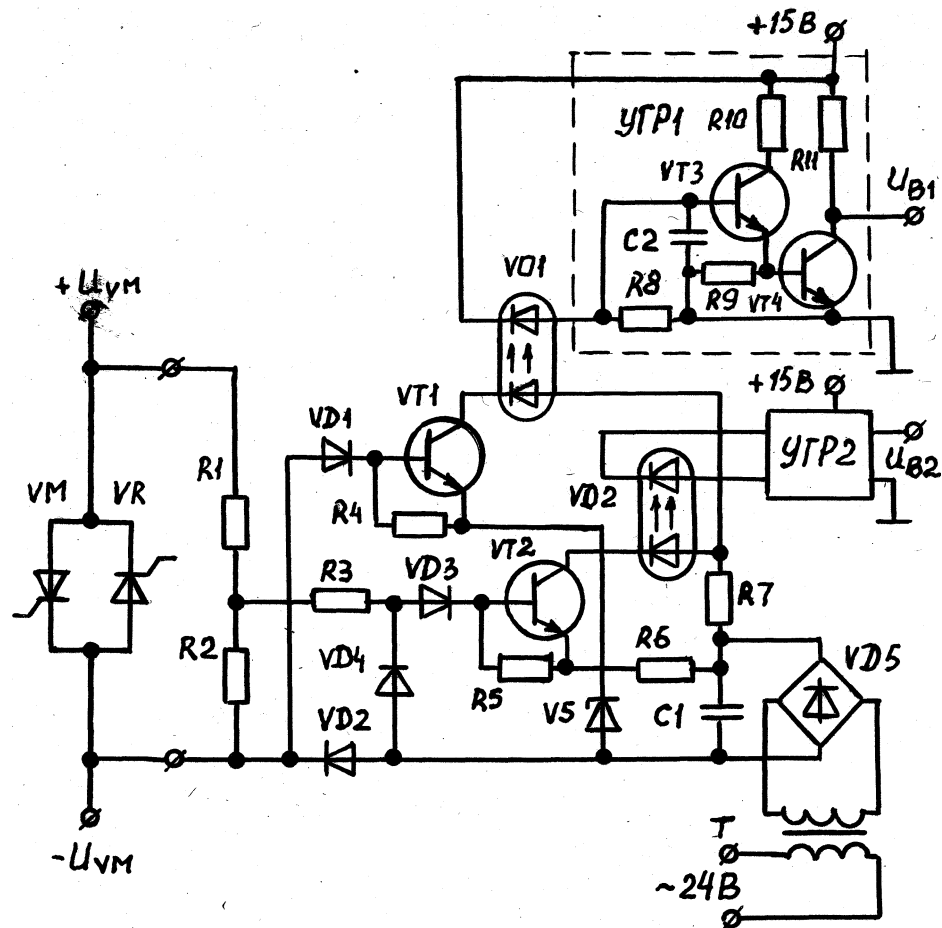


Рис. 6.11. Датчик состояния с контролем напряжения.

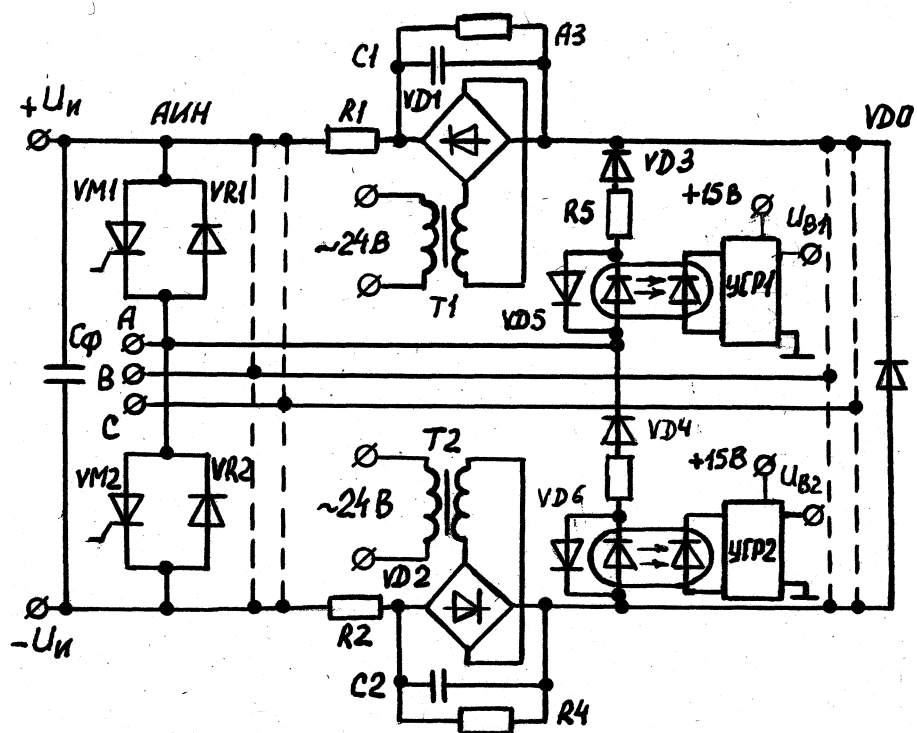


Рис. 6.12.. Датчик состояний с контролем проводимости.

бывание защиты при провалах напряжения U_d на входе инвертора до нулевого и отрицательных уровней, в схему разработанного ДС введен дополнительный диод U_{d0} , придающий ей свойство самоблокировки выходного сигнала при уровнях напряжения $U_d < \text{ипд}$. На рис. 6.13 представлена осциллограмма выходного сигнала ДС1 с проинвертированного (УВ1) при среднем значении U_d 30 В и провалах U_d до нуля. Осциллограммы демонстрируют устойчивую работу ДС, отсутствие ложных сигналов на входе ДС при закрытом состоянии плеча U_{m1} , а также блокировку выходных сигналов ДС при провалах напряжения U_d ниже 10В.

На рис. 6.14а представлена схема ДС, допускающего работу на тиристорное плечо с обратным тиристором. В схеме ДС контур тестирования контролируемого плеча и контур питания светодиода оптрона разделены через транзистор VT. Это позволяет уменьшить ток тестирования плеча до $I_{\text{тест}} > I_{\text{СДС}} \text{ ном}/b21$, снизить потери во входных цепях ДС при приложении к плечу обратного напряжения $U_{\text{обр}}$. На рис. 6.14б представлена схема подключения разработанного ДС к мосту АИН аналогично тому, как это выполнено в схеме рис. 6.12. Характеристики ДС: $*U_d = (-1000 \text{ --- } 1500 \text{ В})$; $U_{m1} = 20 \text{ В}$; $P_{\text{потр}} \leq 2 \text{ Вт}$; время реакции – не хуже 5 мкс.

Все описанные схемы ДС прошли экспериментальную проверку в составе блока противоаварийной автоматики преобразователя частоты тепловоза ТЭ120 с асинхронным тяговым электроприводом. Испытания подтвердили их работоспособность и соответствие всем расчетным параметрам.

Выводы по РАЗДЕЛУ 6

Анализ возможных аварийных состояний в тяговом блоке АИН-АД позволил выявить основные стадии развития аварийного процесса при различных видах отказов и показал, что в подавляющем

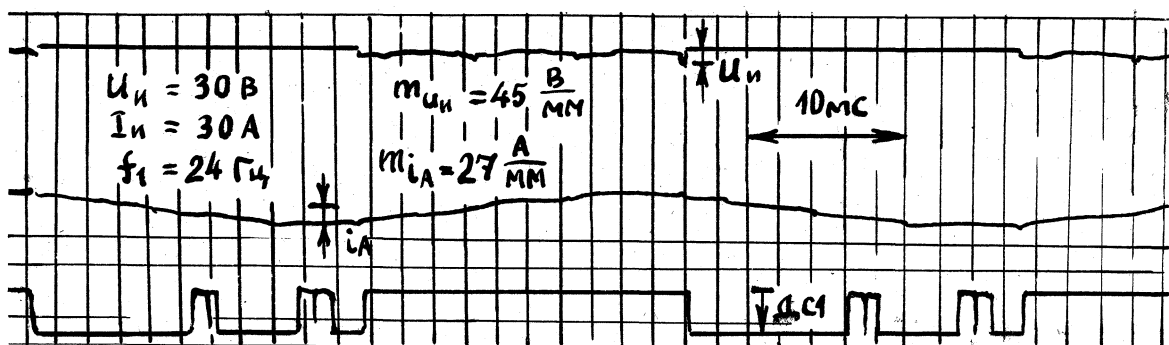


Рис. 6.13. Осциллограмма работы датчика при по рис. 6.42. малом напряжении.

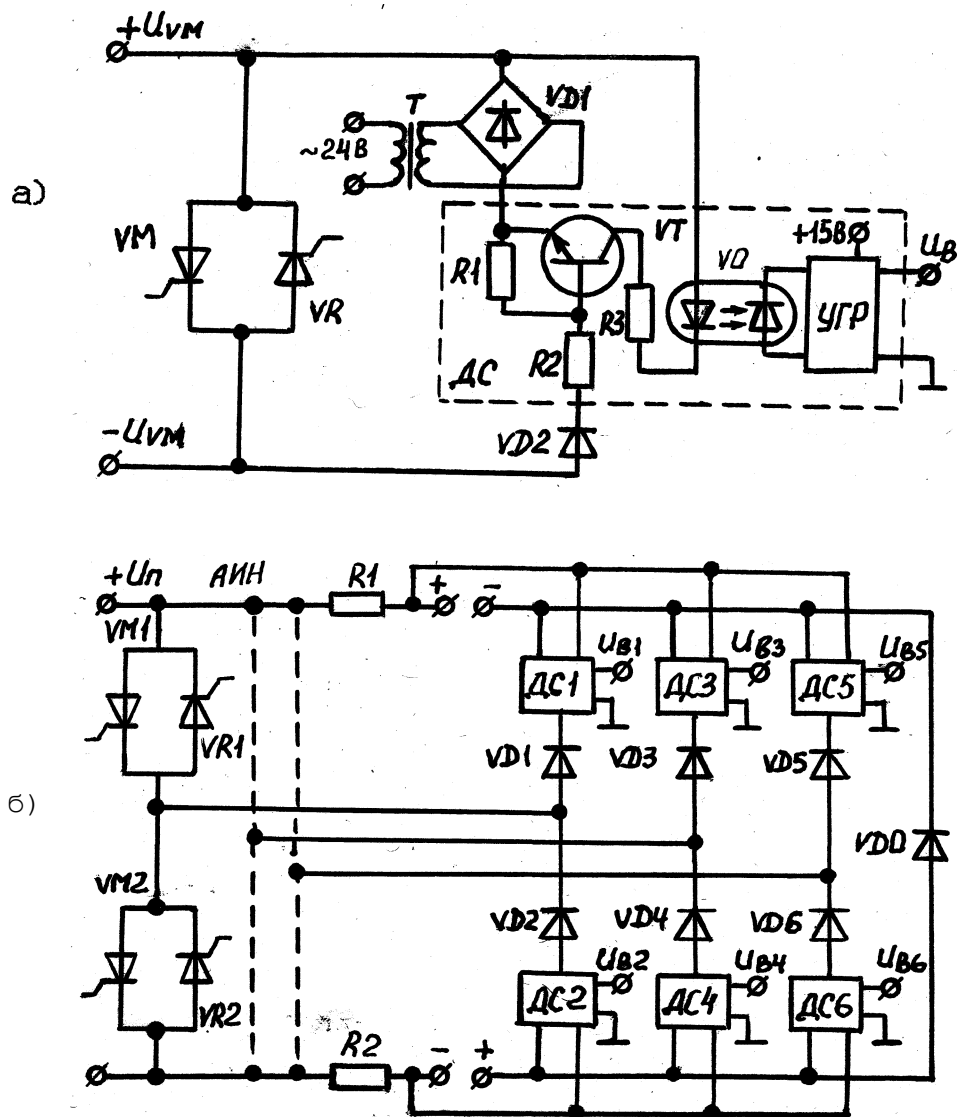


Рис. 6.14. Датчик состояния тиристорного плеча.

большинстве случаев аварийный процесс возникает при условно-обратимых отказах инвертора типа некоммутации плеча главных тиристорных, вызванных, например, сбоями в системе управления, либо повторным включением тиристорных из-за чрезмерных скоростей нарастания на них напряжения в прямом направлении непосредственно после коммутации. Некоммутация главных тиристорных АИН вызывает несимметрию фазных напряжений и сопровождается ростом токов АД, что, в конечном счете, ведет к двухфазному опрокидыванию инвертора и возникновению ударных процессов в тяговой электропередаче автономного локомотива.

Разработана концепция построения комплексной многоступенчатой защиты тяговых блоков АИН-АД, основанная на непрерывном контроле их состояния, выявлении и идентификации различных стадий возникновения и развития аварийного процесса и выработке управляющего воздействия на соответствующие ступени защиты.

В качестве первых двух ступеней комплексной защиты рекомендованы:

- логическая защита предупредительного типа от некоммутации плеча главных тиристорных, не допускающая двухфазного опрокидывания АИН:
- быстродействующая безударная защита, срабатывающая при возникновении двухфазного опрокидывания инвертора.

При возникновении необратимых отказов в АИН необходимо использовать хорошо отработанные защиты шунтирующего действия с тиристорными и механическими короткозамыкателями (третья ступень) с выдачей сигнала на отключение тягового электропривода для локализации последствий аварийного процесса.

С точки зрения повышения надежности работы тяговых инверторов на автономных локомотивах целесообразно рекомендовать их использование в режимах амплитудного управления с формированием нулевых площадок в кривой фазного напряжения.

На базе уточненного метода двух составляющих разработана методика расчета предаварийных фазных токов при неотключении плеча главных тиристорov, позволяющая оценить параметры предаварийных электрических процессов, необходимые для реализации защит тягового блока АИН-АД при условно-обратимых отказах.

Автором разработаны принципы построения и ряд датчиков состояния с улучшенными энергетическими и метрологическими характеристиками, которые необходимы для осуществления непрерывного контроля за состоянием тиристорных плеч и для реализации эффективных алгоритмов многоступенчатой защиты тягового блока АИН-АД с возможностью осуществления режимов автоматического повторного включения.

Научные результаты исследований аварийных режимов, полученные автором, использованы в НИИ "Электротяжмаш" при создании и исследованиях устройств комплексной защиты тяговых блоков АИН-АД на макетном тепловозе ТЭ120 с асинхронным ТЭП, что подтверждено актом внедрения, приведенным в Приложении Б.

РАЗДЕЛ 7

АВТОМАТИЧЕСКОЕ РЕГУЛИРОВАНИЕ СИСТЕМ ТЭП С АД И ТИРИСТОР-
НЫМИ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯМИ

7.1 Регулирование ТЭП в режимах тяги и торможения

Современный этап развития асинхронного ТЭП характеризуется многообразием способов и возможных структур реализации их САР. В то же время каждая конкретная САР реализует выбранные разработчиком те или иные законы частотного управления.

Основной закон частотного управления [171,193] по энергетическим показателям близок к закону регулирования по минимуму потерь (максимум КПД) и относительно легко реализуется на практике. При выборе структуры регулятора частоты для ТЭП тепловозов необходимо учитывать его специфические особенности:

- внешние ограничения, определяемые предельным значением тягового усилия по условиям сцепления и ограниченной мощностью первичного теплового двигателя;
- широкий диапазон изменения окружающих температур и, как следствие, возможные значительные эксплуатационные отклонения величин активных сопротивлений обмоток ротора и статора АД;
- широкий диапазон регулирования скорости движения локомотива;
- широкий диапазон изменения токов и напряжений питания АД, при которых ТЭП может работать продолжительное время;
- глубокое насыщение магнитной цепи АД.

Энергетическая цепь тепловоза содержит несколько регулируемых преобразователей энергии (дизель, генератор, преобразователь частоты, тяговые электродвигатели). Поэтому регулирование электрической цепи тепловоза осуществляется тремя замкнутыми контурами автоматического регулирования: дизеля, СГ и тягового блока АИН-АД.

Все контуры объединены по принципу подчиненного регулирования.

Для тепловоза с ТЭП переменного тока принят тот же принцип регулирования энергетической системы, что и на существующих тепловозах с тяговыми двигателями постоянного тока. Суть его заключается в том, что машинист в зависимости от веса состава, профиля пути и существующих ограничений задает требуемый режим работы дизеля, а ТЭП автоматически под него подстраивается. В случае, если мощность, потребляемая ТЭП, не соответствует мощности, которую дизель по условиям работы может отдать на тягу, вступает в действие объединенный регулятор дизеля и осуществляет соответствующую коррекцию путем воздействия на ток возбуждения СГ.

Для того, чтобы получить наивысший КПД тепловоза, требуется выполнение трех условий: во-первых, в любом из заданных режимов ТЭП должен иметь максимально возможный КПД [483: во-вторых, при работе в режимах неполной мощности ТЭП должен нагружать дизель в соответствии с его экономической характеристикой [751: в-третьих, электро-механические переходные процессы в ТЭП не должны оказывать влияния на работу дизеля [190,191].

ТЭП переменного тока тепловоза имеет автономную САР, которая осуществляет совместную работу с дизелем, и с учетом внешних ограничений обеспечивает оптимальное управление тяговыми АД для реализации тяговых характеристик в полном диапазоне изменения скоростей и нагрузок вплоть до конструкционной скорости.

В ТЭП тепловоза с ТЭД последовательного возбуждения для выполнения всех указанных условий достаточно регулировать ток возбуждения тягового СГ, так как включение ступеней ослабления поля не меняет структуру регулятора. В ТЭП переменного тока с преобразовательной установкой необходимо, по крайней мере, еще один регулятор: регулятор частоты питания тяговых АД. Поэтому САР ТЭП переменного тока должна выполняться двухконтурной [13,14,22], как

показано на рис.7.1. Первый контур РВ осуществляет регулирование возбуждения тягового СГ и задает величину напряжения, подводимого к тяговым АД. Этот контур обеспечивает стабилизацию тока АД при пуске и регулировании тока и напряжения генератора СГ в зоне действия ограничения по мощности дизеля. Второй контур регулирования РЧ, являясь подчиненным по отношению к первому, осуществляет регулирование частоты питания тяговых АД в зависимости от результата сравнения сигнала тока наиболее нагруженного тягового АД с сигналом от текущих параметров магнитного потока или напряжения СГ.

Для тепловоза с электропередачей переменного тока в режиме тяги принято трехзонное регулирование тяговых АД [108], что позволило сузить диапазон регулирования тягового генератора, получить высокое значение передаточного отношения электропередачи и свести к минимуму массо-габаритные показатели всего комплекса тягового электрооборудования.

В первой зоне (зона пуска) регулятор возбуждения СГ стабилизирует ток наиболее нагруженного АД, а регулятор частоты осуществляет слежение величины магнитного потока двигателя за током наиболее нагруженного АД. Во второй зоне за счет перестройки структуры регулятора возбуждения осуществляется регулирование постоянства подводимой к тяговому АД мощности. Структура регулятора частоты при этом остается неизменной. В третьей зоне происходит изменение структуры регулятора частоты за счет того, что на вход сравнивающего устройства вместо сигнала по магнитному потоку подается сигнал по напряжению. Внешнее ограничение для регулятора частоты по мощности тягового АД остается прежним.

Контур регулирования возбуждения в тяговом режиме построен по принципу замкнутого регулирования по отклонению напряжения, тока или мощности тягового СГ от заданных значений. Сигналы обратной связи по напряжению генератора и току АД, получаемые от соответс-

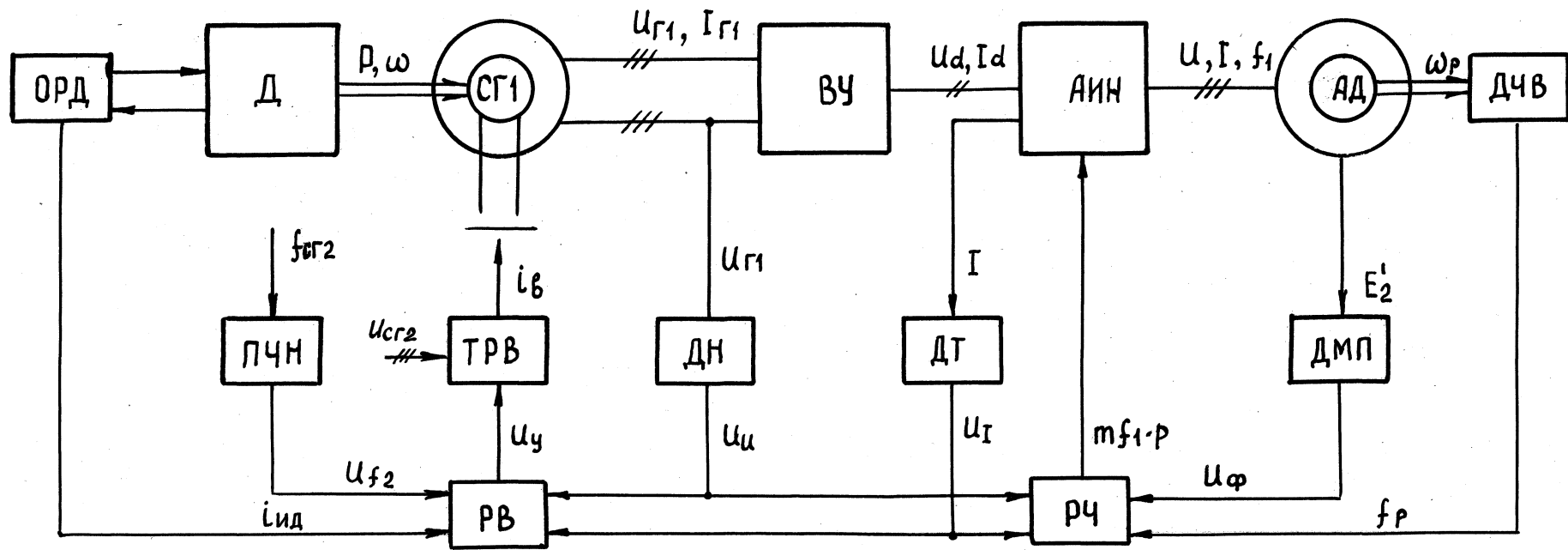


Рис. 7.1. Структурная схема системы автоматического регулирования тепловозной электропередачи с АИН и АД.

твующих датчиков ДН и ДТ, поступают в РВ (см. рис. 7.2), в котором дополнительно формируется сигнал по мощности генератора, а затем каждый из трех сигналов сравнивается со своими сигналами уставки, вырабатываемые в блоке уставок. Наибольший разностный сигнал, выделенный схемой МАХ2, через согласующий усилитель СУ подается на вход системы управления выпрямителя УВІ, устанавливая ток возбуждения генератора, необходимый для поддержания заданного значения текущего параметра С (напряжения, тока или мощности).

Для получения уставок по напряжению, току и мощности в регуляторе возбуждения используется два вида сигналов: по частоте вращения и по отклонению мощности дизеля. Первый из них поступает в блок уставок от преобразователя "частота-напряжение" (ПЧН), измеряющего частоту F2 напряжения вспомогательного генератора СГ2. Сигнал по отклонению мощности дизеля поступает от индуктивного датчика, входящего в состав объединенного регулятора РД. Благодаря этому воздействию обеспечивается полное использование свободной мощности дизеля и компенсируется погрешность регулирования мощности. В схеме РВ используется также сигнал от блока боксования, воздействующий на уровень уставок. Управляющее воздействие РВ в статике для указанных выше режимов работы описывается уравнением:

$$U_y = \max(CU_{sl} - U_{lmax}):CU_{зр} + k_{зид} - k_4 U_{lmax} * U_u):(U_{зU} - U_u),$$

С 7.1)

где $U_{lmax} = \max(CU_{n,-}, U_{ie})$ – сигналы по току наиболее нагруженного двигателя:

$U_{sb}U_{sp}, U_{el1}$ – сигналы уставок (задания соответственно тока, мощности и напряжения):

k_3, k_4 – передаточные коэффициенты соответствующих устройств регулятора.

Экспериментальные внешние и селективные характеристики тя-

го во го блока СГ-В, обеспечиваемые регулятором возбуждения и снятые в процессе реостатных испытаний тепловоза ТЭ120, представлены на рис. 7.3. Система регулирования возбуждения устойчива без применения специальных корректирующих устройств за счет высокого быстродействия регулятора и применения высококачественных датчиков обратной связи с малыми постоянными времени. Устойчивость САР СГ при воздействии корректирующей обратной связи по дизелю (от индуктивного датчика) обеспечена введением интегратора с большой постоянной времени в регуляторе дизеля. Экспериментальные зависимости тягового усилия на автосцепке тепловоза от частоты скольжения, вырабатываемого РЧ, приведена на рис. 7.4. Регулирование частоты питания тяговых АД вырабатывается отдельным контуром РЧ, показанным на рис. 7.5.

Повышенные требования к качеству процесса автоматического регулирования тяговых электродвигателей, связанные с требованиями снижения потерь до минимально возможных значений, потребовали использования в РЧ комбинированного принципа управления по отклонению (обратные связи по току, напряжению, магнитному потоку) и по возмущению (компаундирующая связь по скорости движения тепловоза) [14,111,123,145,201,219].

В схеме регулирования электропередачи тепловоза ТЭ120 предусмотрено два варианта регуляторов частоты: с косвенным регулированием частоты абсолютного скольжения АД, то есть с формированием сигнала по частоте тока статора в функции сигнала рассогласования: с непосредственным регулированием частоты абсолютного скольжения АД. Частота, пропорциональная частоте тока статора, формируется в виде алгебраической суммы двух частот: частоты вращения ротора АД и частоты абсолютного скольжения с помощью специальных электронных сумматоров [21,31] или с суммированием пропорциональных им аналоговых сигналов с последующим преобразованием суммы в частот-

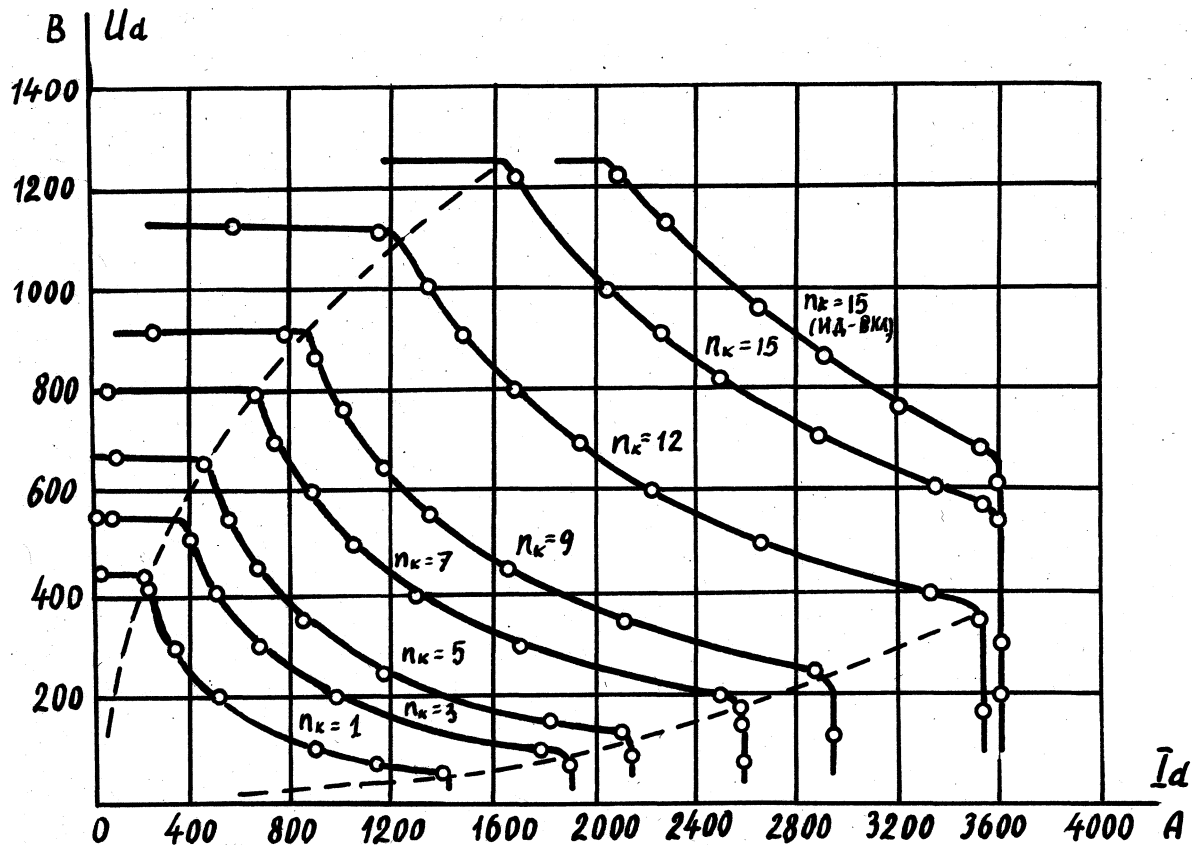


Рис.7,3 . Экспериментальные селективные и внешние характеристики электропередачи тепловоза ТЭ120 по позициям КМ.

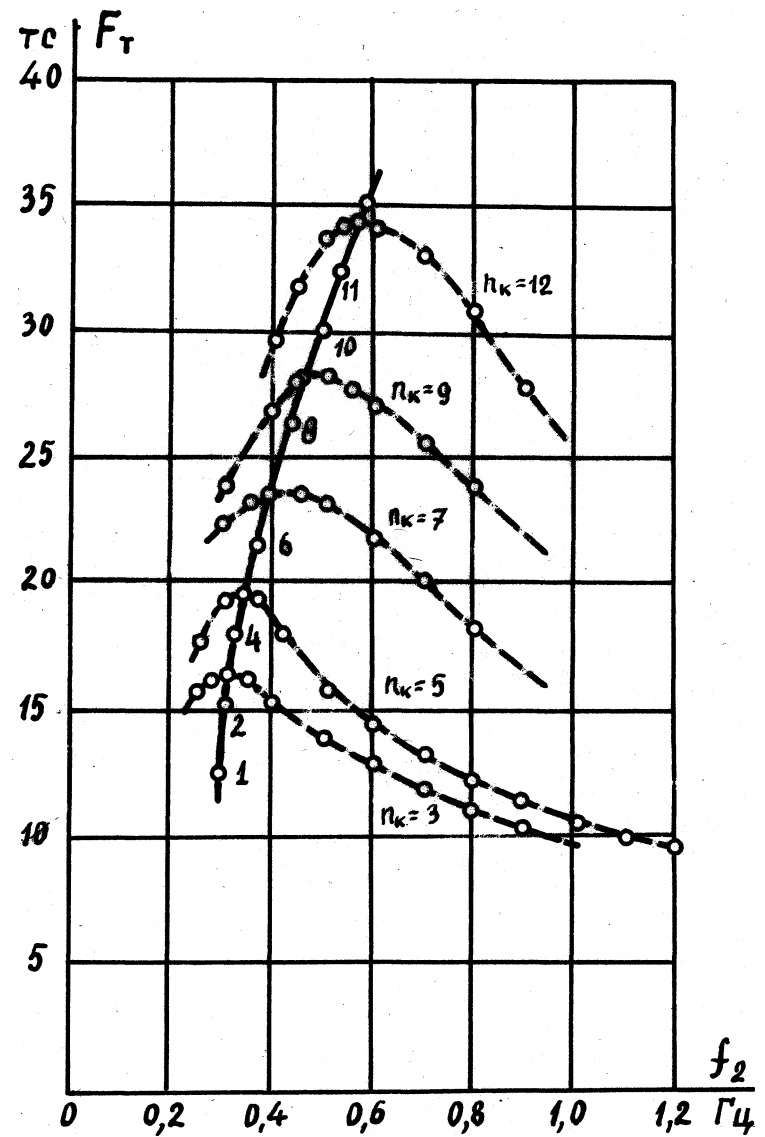


Рис.7.4 . Экспериментальные зависимости F_{TGS} тепловоза ТЭ120 при ручном и автоматическом регулировании.

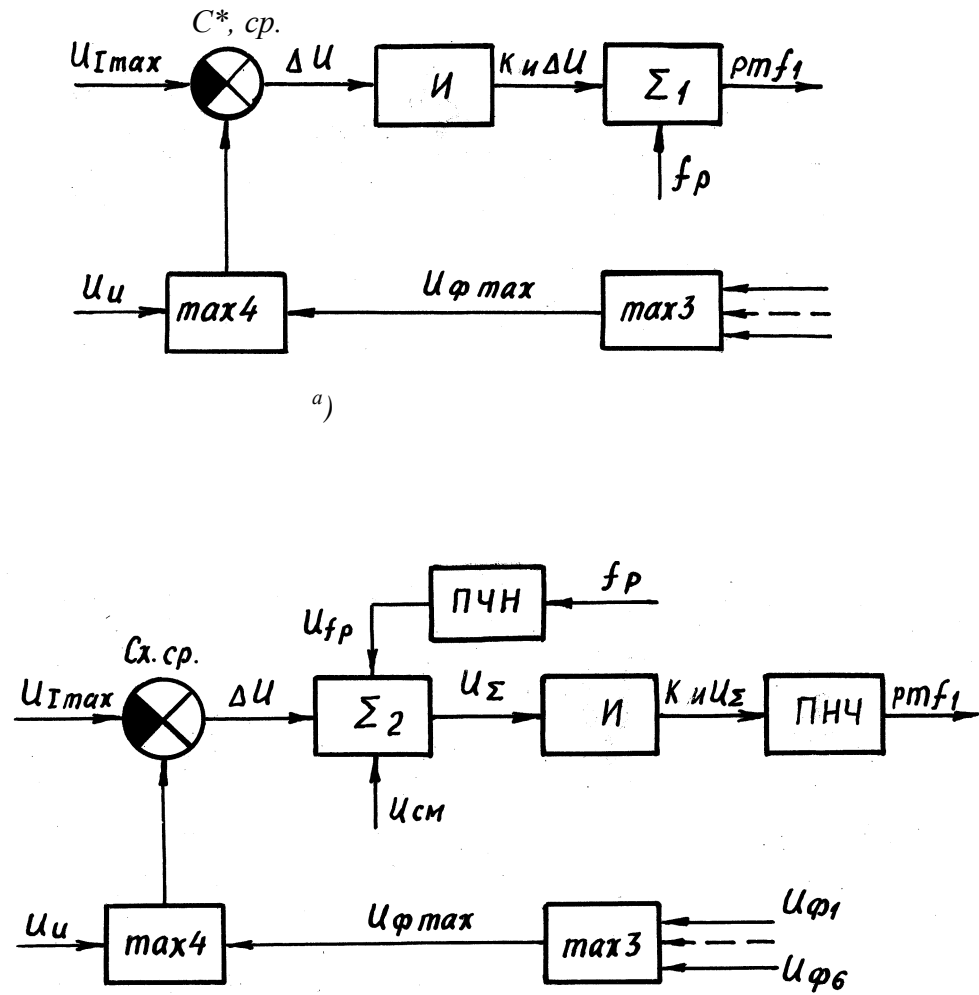


Рис. 7.5. Структурные схемы регулятора частоты,
 а) с электронным сумматором частот;
 б) с преобразователем "напряжения-частота".

ту следования импульсов С19]. По структуре, определяющей реализацию заданных законов частотного управления, оба варианта идентичны.

При работе в первых двух зонах отработка скольжения или частоты питания тяговых АД осуществляется за счет компенсации отклонения сигнала обратной связи по наибольшему из сигналов по измеренных магнитных потоков тяговых АД от заданного РВ сигнала по току наиболее нагруженного АД. Разностный сигнал через задатчик интенсивности (интегратор), играющий роль последовательного корректирующего звена, подается на электронный сумматор либо преобразователь "напряжение-частота". На выходе последних вырабатывается сигнал в виде последовательности импульсов с частотой следования $\rho m f_i$, который и подается на систему управления тяговых инверторов (где ρ - число пар полюсов АД, m - модуль пересчета системы управления инвертора).

В варианте регулятора с электронным сумматором частот сигнал, снимаемый с интегратора, предварительно преобразуется в частоту, пропорциональную частоте скольжения, а затем суммируется с частотой, пропорциональной среднему значению частот вращения тяговых электродвигателей f_p . Принцип действия электронного блока суммирования частот описан в [211]. Частота вращения ротора тяговых электродвигателей измеряется с помощью импульсных датчиков, встроенных в подшипниковые щиты. Таким образом, на выходе регулятора частоты с БСЧ формируется сигнал

$$\rho m f_i = \Gamma p \pm \delta, \quad (7.2)$$

где знак "плюс" соответствует тяговому режиму, а знак "минус" соответствует тормозному режиму:

$$f_i = k_u = \frac{1}{T_i} \int s g C U_{i \max} - \max(U_{a \max} : U_u) dt. \quad (7.3)$$

В варианте РЧ с ПНЧ сигнал рассогласования через интегра-

тор поступает в аналогичный сумматор 2, в котором производится алгебраическое сложение аналоговых сигналов: сигнала рассогласования аналогового сигнала, пропорционального частоте вращения роторов тяговых АД U_{fr} (компенсация возмущения по скорости), и сигнала смещения $E_{см}$. На выходе регулятора частоты с косвенным заданием скольжения реализуется сигнал:

$$pmf_1 = k\lambda - I \int U_s dt \quad (7.4)$$

Оба варианта регуляторов частоты обеспечивают формирование заданных характеристик электропередачи тепловоза в режимах тяги и выбега. Динамическая устойчивость всей САР ТЭП тепловоза в тяговом режиме достигается соответствующим выбором постоянной времени интегратора звена в контуре регулирования частоты. При этом постоянная времени контура регулирования частоты существенно больше постоянной времени контура регулирования возбуждения. За счет этого переходные процессы, происходящие в каждом из контуров, практически не оказывают влияния друг на друга.

Динамические характеристики ТЭП с РЧ по варианту с электронным сумматором частот значительно лучше за счет его безинерционности. Но, с другой стороны, схема с непосредственным заданием скольжения имеет более низкие противобуксовочные свойства, так как тяговому АД придаются свойства ТЭД последовательного возбуждения. Схема с ПНЧ С (с косвенным заданием скольжения) имеет лучшие противобуксовочные свойства, но имеет значительно меньший запас устойчивости. Существенное улучшение динамических характеристик второго варианта РЧ может быть получено за счет введения специального корректирующего звена, не допускающего изменения знака скольжения.

Экспериментальная характеристика ТЭП, обеспечиваемая регулятором частоты, при работе тепловоза ТЭ120 на заторможенный поезд, приведена на рис.7.4. На этом же рисунке пунктиром построены кри-

вые при ручном задании скольжения и автоматическом регулировании возбуждения СГ. Из рис.7.4 видно, что замкнутая САР частоты дает возможность получить (при прочих равных условиях) наибольшие тяговые усилия тепловоза.

Основные соотношения для расчета электромеханических характеристик ТЭП тепловоза ТЭ120 в замкнутой САР для тягового режима приведены в табл.7.1. Для упрощения расчетных соотношений приняты известные в теории частотного регулирования обозначения С171J.

Для расчета режимов, относящихся к первой зоне регулирования, удобно в качестве независимой переменной принять параметр $P_{со.}$), величина которого меняется в пределах:

$$P_{тр} \leq P_1(a) \leq P_1,$$

где $P_{тр} = m_1 I^2 (r_i + r'_{2Д} / c(f))$ - мощность, потребляемая неподвижным тяговым двигателем при пусковом токе I (режим трогания).

Для расчета режимов, относящихся к двум другим зонам, в качестве независимой переменной целесообразно принять параметр относительной частоты статора. Тогда границы, соответствующие второй зоне регулирования, определяются следующим неравенством:

$$\omega_{2,2} < \omega < \omega_{2,3}, \quad \text{С 7.5)}$$

где $\omega_{2,2}$ - относительная частота, соответствующая выходу из зоны ограничения тока в зону постоянной мощности:

$$\omega_{2,2} = \frac{(P_1 - I_1^{m_1} r_1)}{m_1 r_2' + 112 D} \quad \text{С 7.6)}$$

$\omega_{2,3}$ - относительная частота, соответствующая началу режима ослабления поля тяговых электродвигателей:

$$\omega_{2,3} = 2k / \frac{1 + 22}{\dots} \quad \text{(7.7)}$$

Таблица 7.1

Соотношения для расчета электромеханических характеристик асинхронного электропривода

Закон регулирования, параметр	Зоны регулирования		
	1. Пуск	2. Регулирование при постоянной мощности	3. Ослабление поля тяговых электродвигателей
Закон регулирования	$\Phi_{1Ca, A) = K1I1CCL, A)$		$U1 = K2I1Ca, Д)$
Внешнее ограничение для регулятора	$I1 = const$	$P1 = const$	
Параметр абсолютного скольжения, А	$\frac{\Gamma'^2}{Xo^2 - CC1\Gamma1nK1)^2}$		$\frac{\Gamma^* 2 \text{ ч} / cLexo - K2^g}{Xo \wedge K22C1 + <2) 2 - Cdc) 2}$
	$Xo CC1nK1)^2 C1 + \Gamma2)^2 \text{ (x' 2) 2}$		
Относительная частота питания тяговых АД, сL	$\frac{P1CcO - mill^2rl 1}{ml 112 \Gamma'^2} \text{ CC\&}$		$\frac{P1 - I12CcL, A) riml 1}{ml Ц2Ca, Д) r' 2} \text{ A}$
Напряжение питания АД, фазное, U1	$\text{ч} / A Cd, A)$		$\frac{/ K2 P1}{ml Cos 9?!}$
Cos ч?1	$\frac{P1CcO}{mlUiII}$	$\frac{P1}{\text{МОНИСТА)}$	$\frac{ri}{K2 * K2tCr' 2/xo) 2 + C1 + <2) 2} \text{ cL A r*2}$
Электромагнитный момент, М	$\frac{mlI12CcLrA) r^f 2 A}{wlH CCA)}$		

Границы, соответствующие третьей зоне регулирования, определяются выражением:

$$\omega \#, \text{ з а } \omega < \text{agr} , \quad (7.8)$$

где $\omega_{Lrp} = m l U_1 / 2 P_1 C_e$ - граничная частота, определяющая область статической устойчивости привода (3.9).

В режиме торможения ограничение тормозной характеристики по магнитному потоку АД определяется их насыщением и характерно для зоны малых скоростей движения тепловоза. С точностью до скольжения и без учета падения напряжения в цепи статора АД ограничение по магнитному потоку описывается выражением:

$$I_{\Phi \text{шах}} = \frac{\sqrt{4 U_T D_k D_k / C_l^2 p}}{V C_l^2 p} = \frac{\sqrt{Y}^{\wedge} P_p R_T / V}{V C_l^2 p} = \text{Const}, \quad (7.9)$$

где U_T - напряжение на тормозном резисторе R_T , включенном в звено постоянного напряжения;

- соответственно КПД электропередачи и тягового редуктора.

Ограничение по сцеплению характеризует предельные тормозные усилия, превышение которых может привести к нарушению работы системы торможения тепловоза в целом. Если принять, что коэффициент сцепления не зависит от скорости движения тепловоза, то ограничение по сцеплению представляется в виде :

$$I_{\text{Вітах}} = \frac{\text{да } C_i \Phi U_T P_m}{\sqrt{I^{\wedge} P R_T V^2 D_k^{\wedge} 3^{\wedge} P}} = -\tau = \text{Const} \quad (7.10)$$

Ограничение по предельной мощности тормозного резистора, определяемое величиной рассеиваемой мощности и параметрами вентиляции, определяется выражением:

$$i_{Plmax} = l U - r^{\wedge} l_{max} / R_T = 1 ? \varepsilon^{\wedge} P B V = \text{Const}. \quad (7.11)$$

Ограничения по току и по напряжению вентиля и тиристоров

преобразователя частоты, характеризующие его габаритную мощность по тяговому режиму, не являются определяющими при выборе параметров предельной тормозной характеристики тепловоза в случае, если нагрузочная способность вентилях реактивного моста соответствует нагрузочной способности главных тиристорх инвертора.

Ограничения по критическому моменту тяговых электродвигателей в тормозном и тяговом режимах ТЭП аналогичны и определяют, в первую очередь, выбор параметров тяговых АД и ТЭП в целом. При значительном превышении тормозной мощности над мощностью тягового режима ТЭП это ограничение может привести к необходимости снижения тормозного усилия в зоне высоких скоростей движения, что следует учитывать при синтезе регуляторов.

Структурная схема САР ТЭП тепловоза ТЭ120 в режиме торможения представлена на рис. 7.6. Формирование предельной тормозной характеристики осуществляется путем введения отрицательных обратных связей по напряжению на тормозном резисторе (датчик ДНТ), по наибольшему магнитному потоку тяговых АД С с выхода схемы МАХ5) и по производству сигнала напряжения на тормозном резисторе и сигнала по наибольшему магнитному потоку.

Регулирование постоянства тормозного усилия, меньшего предельной тормозной силы, осуществляется по команде от контроллера машиниста КМ путем снижения уровня сигнала Пз1 по сравнению с уставкой Еуот4 и обрабатывается блоком выделения наименьшего задающего сигнала MINI. Задание режима поддержания постоянства скорости на спусках также определяется по команде от контроллера машиниста. При этом задающий сигнал U32 сравнивается с сигналом реальной скорости тепловоза Uфрмах, в качестве которого используется наибольший из сигналов по частоте вращения роторов всех тяговых АД. Для получения начального подвозбуждения и обеспечения устойчивого самовозбуждения АД при торможении используется энергия СП, который

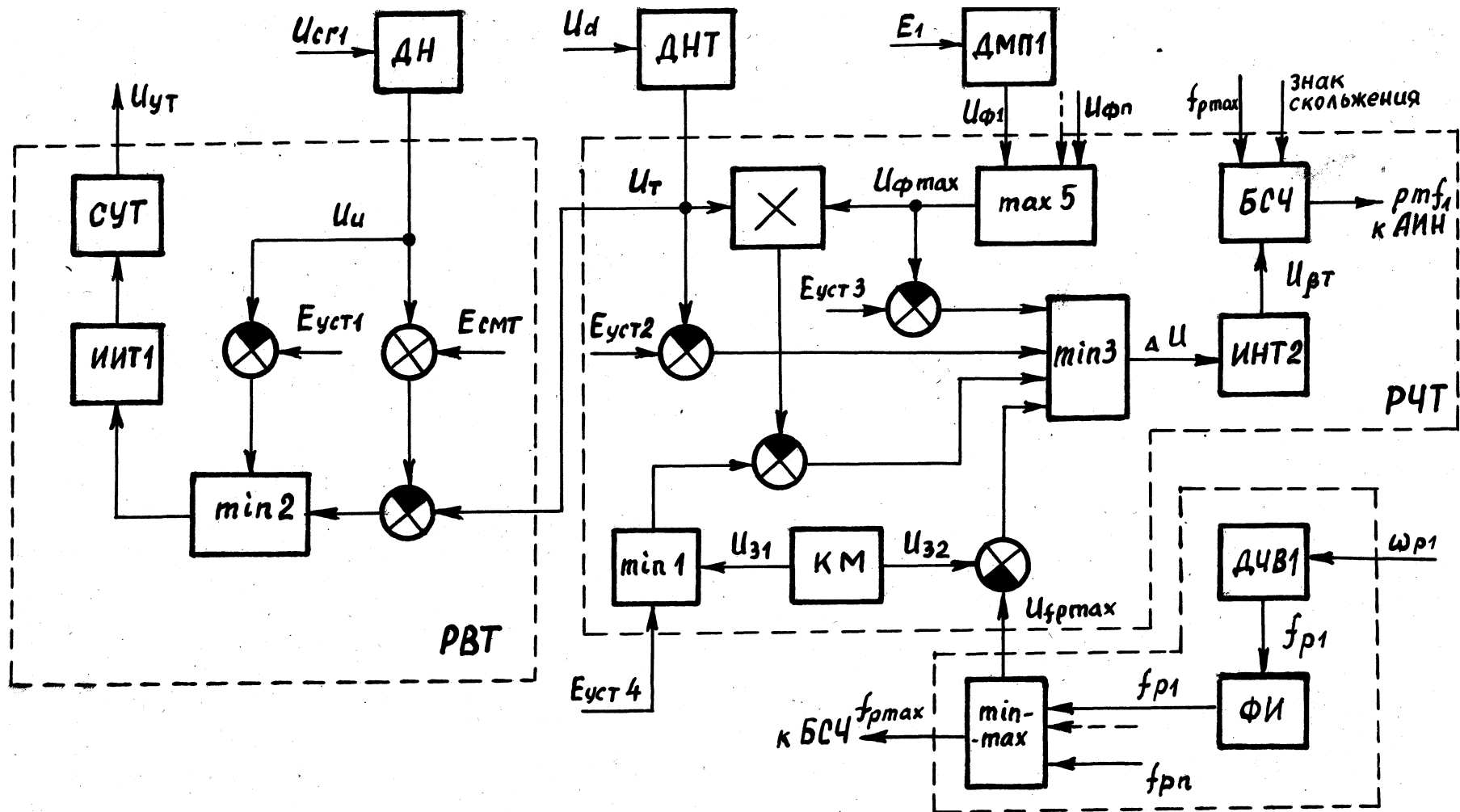


Рис. 7.6. Структурная схема САР электропередачи тепловоза в режиме электрического торможения.

снабжен следящим контуром регулирования РВТ С см. рис.7.6) [190].

Одним из наиболее сложных вопросов, возникающих при синтезе САР для частотно-управляемого ТЭП, являются вопросы создания эффективных датчиков обратной связи. В частности, для САР электропередачи тепловоза ТЭ120 в качестве сигнала обратной связи в контуре регулирования частоты выбран сигнал по магнитному потоку АД, получаемый прямым интегрированием сигнала ЭДС [83, ±103. ЭДС измеряется с помощью специального витка, уложенного в пазы статора АД. Измерение магнитного потока непосредственно в двигателе позволяет осуществить регулирование инвариантно к температурному режиму тяговых АД. Измерение тока тяговых электродвигателей осуществляется по принципу, описанному в РАЗДЕЛЕ 3 и в [86].

7.2 Исследование и корректировка структуры РЧ с учетом насыщения магнитной цепи тяговых АД

7.2.1. Анализ статических режимов без учета насыщения тяговых электродвигателей.

Режим работы тяговых АД однозначно определяется тремя любыми независимыми переменными. Для ТЭП в качестве одной из независимых переменных выбирается модуль тока статора АД, который задается РВ тягового СТ. В этом случае схема замещения тягового АД сводится только к схеме замещения цепи ротора [156], как показано на рис.7.7. На этом рисунке приведена также векторная диаграмма АД.

Задача оптимального регулирования ТЭП в этом случае сводится к обеспечению максимума электромагнитного момента тяговых АД при заданном токе статора. В связи с тем, что для принятой схемы замещения крутящий момент АД не зависит от частоты вращения ротора, достаточно задать еще одну независимую переменную и функционально связать ее с параметром тока статора для того, чтобы одно-

значно определить режим работы ТЭП. Чаще всего в качестве второй независимой переменной выбирается параметр абсолютного скольжения ротора в поле основной гармоники, либо магнитный поток статора АД [171,194]. В [156] в качестве независимой переменной предложено использовать угол между векторами тока статора и тока ротора. Для выбора независимой переменной и выявления ее связи с тока статора для оптимального регулирования момента АД необходимо получить аналитическое выражение, описывающее оптимальное значение крутящего момента АД в функции тока статора и данной переменной, а также оценить влияние параметров схемы замещения АД на величину крутящего момента. Проведем исследования для следующих независимых переменных (см. рис. 7.73:

- α_1 - угол поворота вектора тока статора:
- α_2 - угол поворота вектора тока ротора:
- θ - угол между векторами тока ротора и статора:
- I_2 - относительное значение модуля тока ротора:
- i_0 - относительное значение модуля тока намагничивания:
- Γ - относительное значение магнитного потока:
- d - параметр абсолютного скольжения.

Значения неугловых величин берем в относительных единицах, причем для наглядности и возможности сопоставления параметры I_2, i_0 .

определяются как отношения параметров I_2, I_0, Γ к модулю тока статора:

$$I_2 = \frac{I_2}{I_1} ; \quad I_0 = \frac{I_0}{I_1} ; \quad \Gamma = \frac{\Phi}{\Phi_{in}} \quad \text{С 7.12 3}$$

где $I_2, I_1, I_0, |\Phi|$ - соответственно модули векторов токов ротора, статора, намагничивающего тока и потокосцепления:

Γ_{in} - номинальная частота тока статора.

Текущее значение крутящего момента также удобно выразить в относительных единицах, приняв за базовое значение величину оптимального момента при данных параметрах схемы замещения и заданном токе статора. Значение оптимального момента определим из выражения:

$$\frac{dM}{d\theta} = 0 \quad \text{при} \quad \theta = \theta_{opt} \quad (7.13)$$

где

$$M = \frac{m_1}{\omega_{1n}} \frac{112}{(\pi'2)^2 + (x'2 + X_0)^2} \quad (7.13)$$

$$M_{opt} = \frac{m_1}{\omega_{1n}^2} \frac{x_0^2}{(x'2 + X_0)^2} \quad (7.14)$$

Относительное значение крутящего момента определим как:

$$\theta_{opt} = \frac{M_{opt}}{M_{сх1}} \quad (7.15)$$

где X_i - выбранный параметр.

Оптимальное значение параметра X_i получим из условия:

$$\frac{\partial M}{\partial X_i} = 0 \quad (7.16)$$

Результаты анализа электромеханических характеристик сведены в табл. 7.2, расчетные характеристики представлены на рис. 7.8 - 7.11. При анализе параметры схемы замещения АД приняты постоянными (при данных условиях) и функционально не зависящими от электромагнитных процессов в АД. В этом случае они могут рассматриваться как случайные величины. Из табл. 7.2 и рис. 7.8 - 7.11 видно, что параметр θ , если задать его оптимальным, определяет величину крутящего момента, которая не зависит от параметров схемы замещения АД и является функцией заданного тока статора. Однако непосредственное измерение параметра θ невозможное вычисление его при измерении других параметров АД связано с неоправданным усложнени-

Таблица 7.2

Результаты анализа электромеханических характеристик АД при различных независимых переменных.

Обозначение параметра	Оптимальное значение параметра	Относительное значение момента
β	$\frac{\Gamma'^2}{x_0 + x'^2}$	$\frac{2 \sqrt{2 Cx'^2 + x_0} ft}{0'^2)^2 + Cx'^2 + X_0)^{2^2}}$
e	$\pi/4$	$\sin 2\theta$
i_0	$\frac{1}{\sqrt{Cx'^2 + X_0)^2 + Cx'^2j^2}}$	$Cx'^2 + X_0) \sqrt{[Cx'^2 + X_0)^2 - Cx'^2 \cdot 1(C1 - 1o^2)}$
	$2Cx'^2 + X_0)^2$	$\sqrt{x'^2 + X_0)^2 - Cx'^2)^2}$
y	$\frac{X_0 \sqrt{Cx'^2 + X_0)^2 + Cx'^2 \cdot 2}}{2 C x'^2 + X_0)^2}$	$\frac{x'^2 + X_0}{Cx'^2 + X_0H)^2} \cdot \frac{X_0H}{VCC} \cdot \frac{r t}{X_0} \cdot \frac{\pi}{2 Cx'^2 + X_0)^2 - Cx'^2)^2} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 - C X_0H / x_0)^2}}$
$I-2$	$\frac{X_0}{x/\% Cx'^2 + x_0)}$	$212 \frac{X_0}{Cx_0)^2 - Cx'^2 + X_0)^2 C 12)^2} \cdot Cx_0)^{**}$
χ_2	$\frac{x}{ЭГСий} \frac{x'^2}{x'^2 + X_0}$	$\frac{2Cx'^2 + X_0) x'^2 \text{tg}^2}{Cx'^2)^2 + Cx'^2 + X_0)^2 \text{tg}^2}$
	$C X_0 2x'^2) \arctg \frac{X_0}{x_0}$	$\frac{\pi, X_0 \text{tg} 1 - \sqrt{\text{tg}^2 1 x_0^2 - 4 x'^2 Cx'^2 + X_0)}}{4X^2} (4x^2 + Ex_0 \text{tg}' fl - V\text{tg}' fl X_0^2 - 4x'^2 Cx'^2 + X_0))^2$

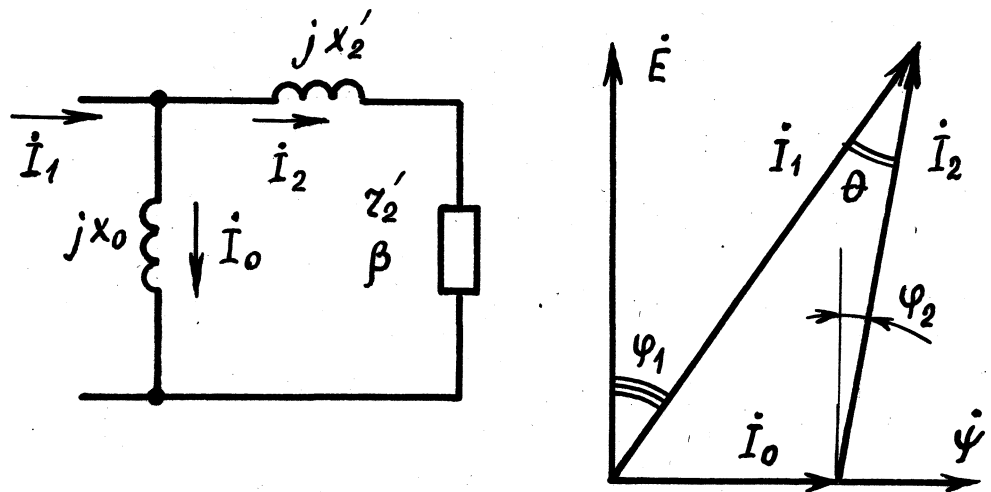


Рис. 7.7- Схема замещения цепи ротора АД и соответствующая ей векторная диаграмма.

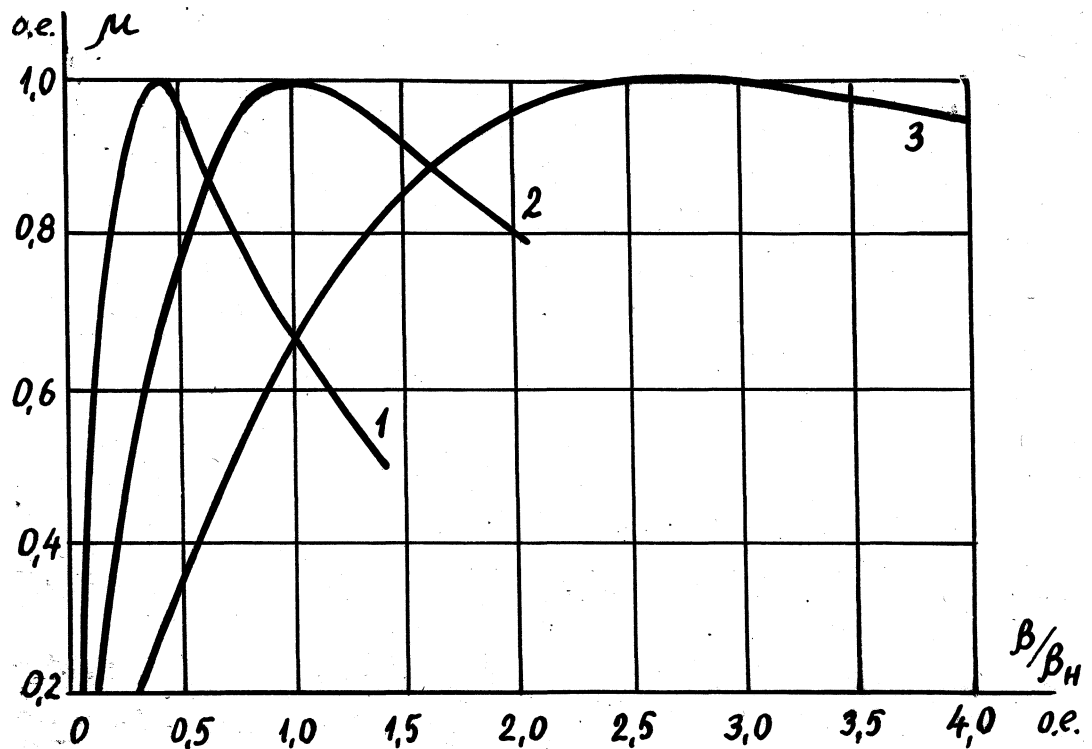


Рис. 7.8 Функциональные зависимости $\mu = jnc \cdot \beta$) :
 - кривая 1 при $\gamma'2 = \gamma'2_n$, $X_0 = 1,33 X_{0n}$;
 - кривая 2 при $\gamma'2 = \gamma^* 2_n$, $x_0 = x_{0n}$;
 - кривая 3 при $\gamma'2 = 2 \gamma'2_n$ $X_0 = 0,55 x_{0n}$ -

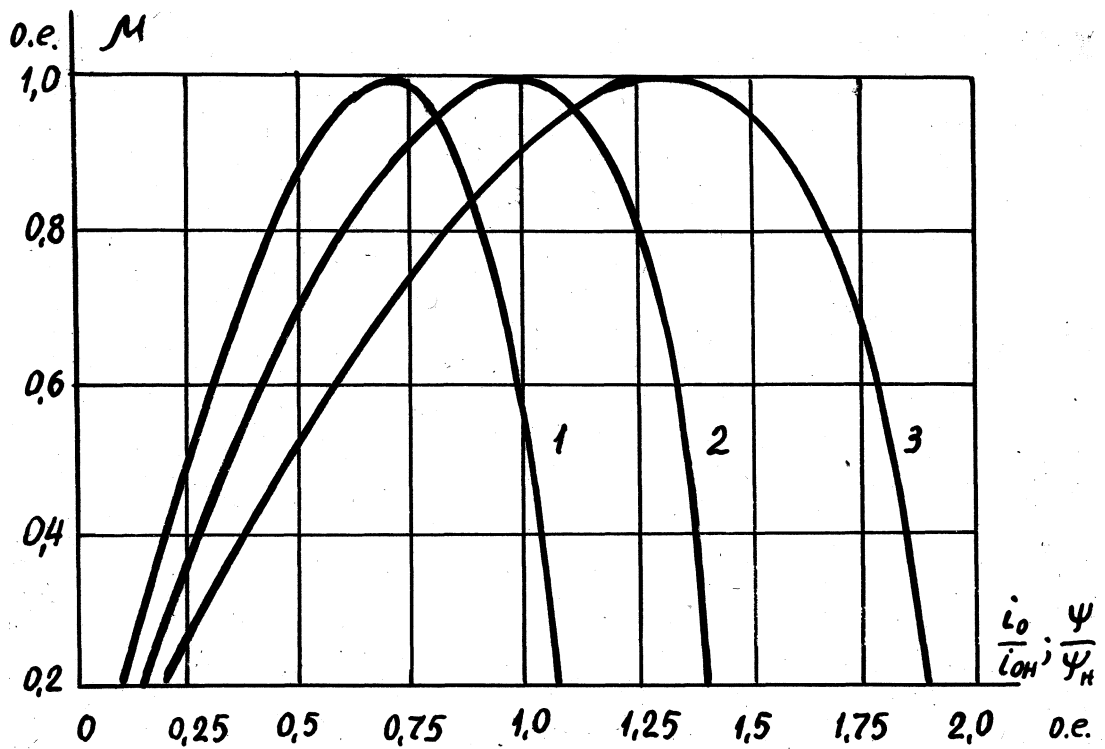


Рис. 7.9. Функциональные зависимости $y_i = y_i I(i_0)$ - кривая 2,
и $y_i = y_i C 4^x$ - кривые:

- 1 при $X_0 = 0,55 \text{ хон?}$
- 2 при $X_0 = X_{0H}$:
- 3 при $X_0 = 1,33 \text{ хон.}$

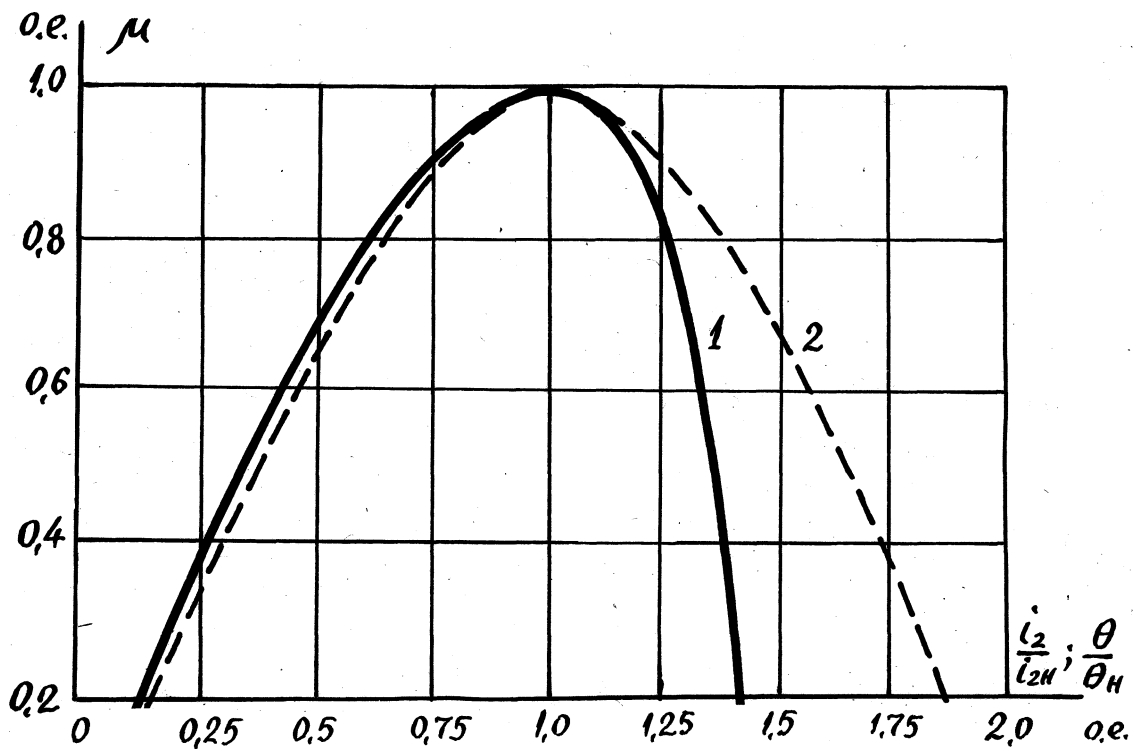


Рис. 7.10. Функциональные зависимости:

- кривая 1 $y_U = JHC ia^3$:
- кривая 2 $y_i = y_{MC} 9$.

ем системы. С достаточной для практики точностью (погрешность при максимально возможных изменениях параметров схемы замещения АД $< 0,5\%$) для регулирования электропривода могут быть использованы следующие параметры АД: I_{01} . Измерение параметров I_{01} и χ_{11} также связано с определенными трудностями. Наиболее приемлемым для практики параметром регулирования ТЭП является намагничивающий ток I_0 . Измерение намагничивающего тока осуществляется посредством измерения магнитного потока и преобразованием полученного сигнала в соответствии с экспериментальной кривой намагничивания АД. Таким образом, для оптимального регулирования крутящего момента в первых двух зонах регулирования выбираем закон $H_{01} = I_{01}^3$ (при внешних ограничениях $I_{01} = \text{const}$, либо $P_1 = \text{const}$). Для третьей зоны регулирования (режим ослабления поля АД) используется закон $I_{01} = U_u$ при $P_1 = \text{const}$.

Структурная схема РЧ показана на рис.7.5. САР частоты воздействует на систему управления инвертора и изменяет ток намагничивания тягового АД пропорционально сигналу U_{imax} за счет введения в контур регулирования нелинейного блока, воспроизводящего кривую намагничивания АД. Сигналом задания для контура регулирования частоты является сигнал по току наиболее нагруженного двигателя (U_{imax}), а из сигналов обратных связей по магнитному потоку каждого АД и напряжению ($U_{41}-U_{\text{сб}}$, U_u) выбирается наибольший. Сигнал рассогласования, являющийся сигналом по скольжению (Ш), поступает на один из входов сумматора частот (аналоговый вход), а на второй вход (импульсный вход) подается сигнал по минимальной частоте вращения роторов тяговых АД.

7.2.2. Корректировка структуры регулятора с учетом насыщения тяговых электродвигателей.

Насыщение тягового АД существенно изменяет зависимость крутящего момента от величины намагничивающего тока, смещая экстремум

функции момента в область низких значений намагничивающего тока.

Для корректировки структурной схемы с учетом насыщения необходимо получить зависимость тока намагничивания АД от заданного тока статора, либо обратную функцию, что более удобно с точки зрения ее реализации для поддержания оптимального момента. При выводах будем иметь ввиду, что реактивное сопротивление цепи намагничивания АД принято функционально зависимым от тока намагничивания, причем указанная зависимость задается таблично, а электромеханические характеристики рассчитываются в привязке к тяговой силе всего локомотива. Зависимость тягового усилия тепловоза от тока намагничивания АД имеет вид :

$$F = KF \frac{X_0^2 \text{Veil}^2 - I_0^2) [I_0^2 Cx'^2 + X_0)^2 - Cx'^2)^2 I^2]}{Cx'^2 + X_0)^2 - Cx'^2)^2}, \text{ С 7.17)}$$

$$\text{где } KF = \frac{m_l}{\text{Я}} \frac{p}{F_{1n}} \frac{r}{Dk} ; \quad \text{PI} \quad \text{пдв} \quad \text{ftp}$$

Электромеханические характеристики, рассчитанные по формуле С 7.17), для различных значений тока статора представлены на рис. 7.12. При расчете использовалась линейная аппроксимация кривой намагничивания по узлам табличной модели. Используя формулу:

$$\frac{I_1^2 - I_0^2}{1_0^2 Cx'^2 + X_0)^2 - I_1^2 Cx'^2)^2} \quad \text{С 7.18)}$$

получим зависимость силы тяги от скольжения для номинального сопротивления ротора С рис.7.13). Оптимальную зависимость $I_0 = I_0 C I_i$ получим из уравнения:

$$\frac{dFCI_i z I_0)}{\partial I_0} = 0: \quad \text{С 7.19)}$$

Поскольку значение реактивного сопротивления рассеяния ротора

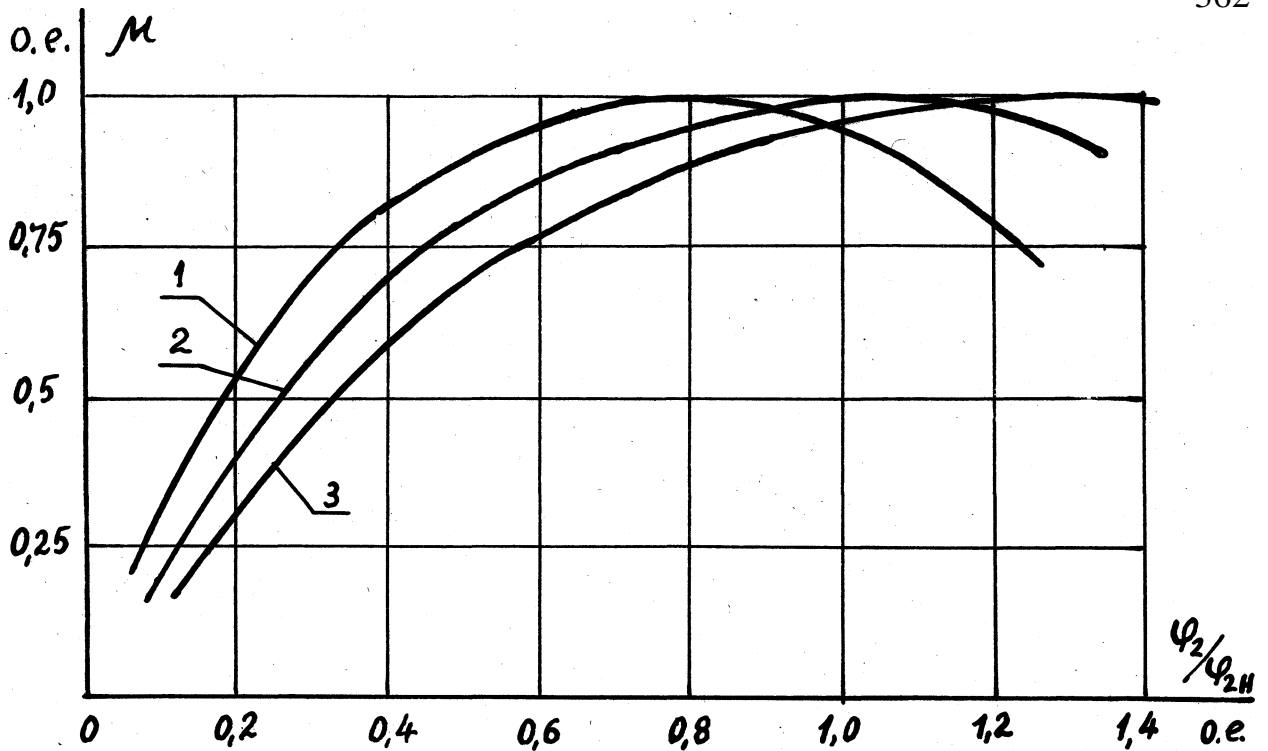


Рис. 7.11. Функциональные зависимости $M = u_i C \varphi^2 / \omega^2 n$:

- кривая 1 - при $\chi_0 = 1,33 \chi_{0H}$!
- кривая 2 - при $\chi_0 = \chi_{0H}$:
- кривая 3 - при $\chi_0 = 0,55 \chi_{0H}$.

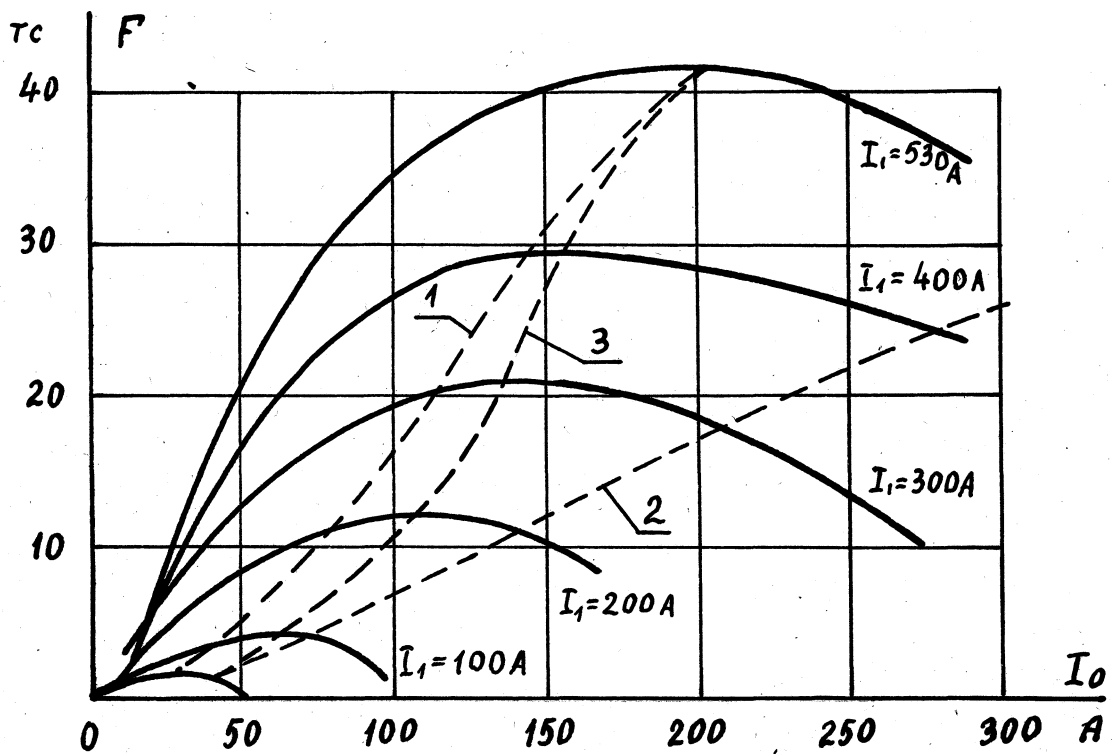


Рис. 7.12. Электромеханическая характеристика тягового АД при $I_1 = \text{const}$, $I_0 = \text{var}$:

- кривые 1,2 - при регулировании по закону $I_0 \propto \sqrt[3]{M}$
- кривая 3 - при регулировании по закону $I_0 = FC(11)$.

(x'^2) , как правило, на порядок меньше реактивного сопротивления цепи намагничивания (x_0) , членами, содержащими $(x'$ в формуле (7.16) можно пренебречь. После дифференцирования выражения (7.17) и приравливания частной производной по намагничивающему току нулю, получим условие для нахождения экстремума этой функции:

$$\frac{d(S_{x_0} / (C_{x_0} + x'^2))}{d x_0} = \frac{x_0^2 (11^2 - 2I_0^2)}{I_0 (11^2 - I_0^2) (x'^2 + x_0)} = 0, \quad (7.20)$$

где:

$$\frac{d(S_{x_0} / (C_{x_0} + x'^2))}{d x_0} = \frac{(2x'^2 + x_0)x_0}{(x'^2 + x_0)^2} \cdot \frac{d x_0}{d x_0}$$

Так как сомножитель $(2x'^2 + x_0)x_0 / (x'^2 + x_0)^2$ с учетом принятых допущений близок к единице (с погрешностью не более 0,25%), имеем:

$$x_0 = \frac{I_0^2 (11^2 - I_0^2) + x_0^2}{x'^2 + x_0} = 0$$

Разделяя переменные, окончательно получим:

$$II - I_0 VI + \frac{X_0^2 / (x'^2 + X_0)}{I_0 (dX_0/dI_0) + X_0^2 / (x'^2 + X_0)} = 0 \quad (7.21)$$

Зависимости $I_0(11)$ и $\Phi(11)$, рассчитанные по формуле (7.21) и по табличным данным кривой $\Phi - \Gamma(I_0)$ для АД типа ЭД900, приведены на рис. 7.14. При расчете использовалась линейная аппроксимация функции $x_0 = x_0(I_0)$. Из выражения (7.21) следует, что оптимальному регулированию электромагнитного момента АД и, соответственно, тягового усилия локомотива отвечает нелинейная зависимость $I_0(I)$, которая является обратной по отношению к (7.21). Условиям оптимального управления соответствует также и зависимость $\Phi = \Phi(11)$, полученная из (7.23) и табличной модели кривой намагничивания.

Таким образом, для реализации оптимального управления ТЭП тепловоза с АД достаточно, чтобы нелинейный элемент, включаемый в

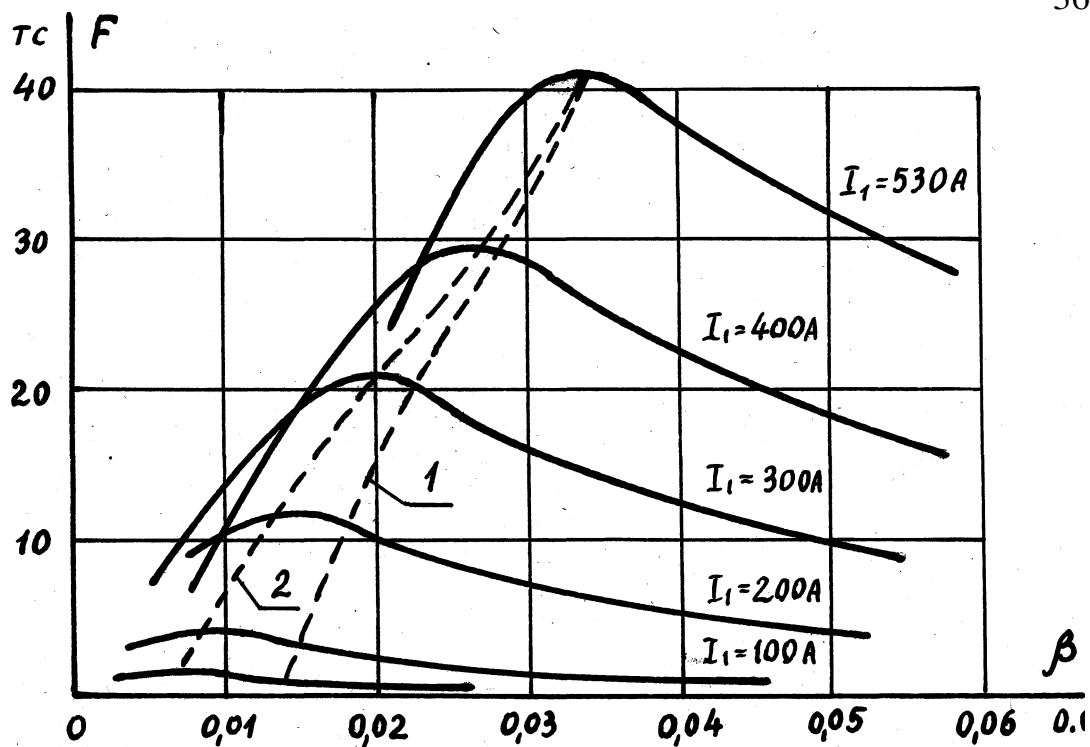


Рис.7.13. Электромеханические характеристики АД при $\Pi = \text{const}$, $f = \text{var}$ при регулировании по закону:
 - кривая 1 - $I_0 = 11$ »
 - кривая 2 - $I_0 = FC \Pi$).

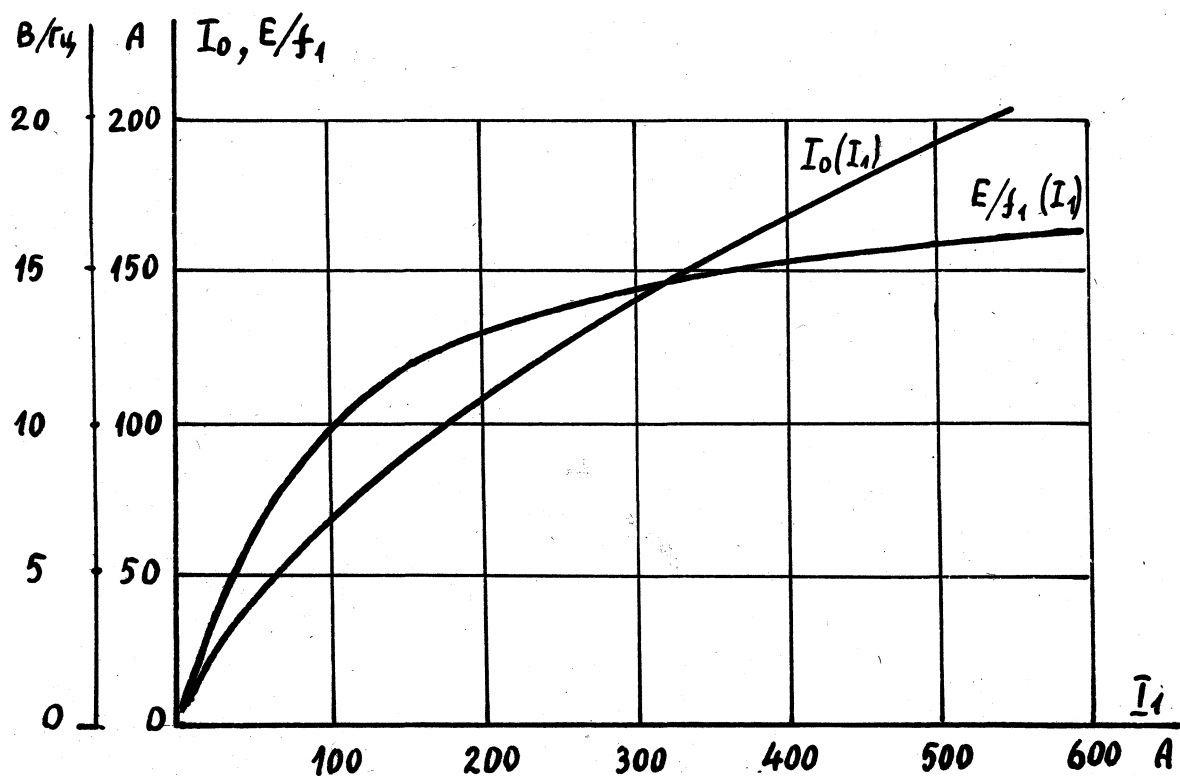


Рис.7.14. Функциональные зависимости $I_0 = FC \Pi$ и $CE/f_1 = FC \Pi$ при оптимальном регулировании тягового АД.

контур РЧ в цепи сигнала U_{\max} . воспроизводит расчетную зависимость $\Phi = \Phi_{C11}$ (см. рис. 7.14).

Значение оптимального момента (7.14) получается подстановкой в общее выражение для электромагнитного момента АД следующего значения параметра абсолютного скольжения:

$$\overline{X_{он} + x'^2}$$

С другой стороны, для принятого в первых двух зонах закона управления $\Phi = K_1 - 11$ (где K_1 - первая константа регулирования) из полной схемы замещения АД следует, что параметр абсолютного скольжения определяется параметрами АД и K_1 (см. также Табл.7.1):

$$D = \frac{\Gamma'^2}{X_{он}} \left(\frac{x_{ZZ}^2 - (C_1 \epsilon_1 K_1)^2}{(C_1 \epsilon_1 K_1)^2 (1 + T_2)^2} - (x'^2)^2 \right) \quad (7.23)$$

Приравнявая выражения (7.22) и (7.23) и решая их совместно относительно K_1 , видим, что первая константа регулирования будет изменяться по мере изменения насыщения магнитной цепи:

$$K_1 = X_{он} \frac{\sqrt{1 + 2(1 + T_2)}}{\sqrt{2 C_1 \epsilon_1 n}} \quad (7.24)$$

Учитывая, что $T_2 \ll 1$, выражение (7.24) можно упростить:

$$K_1 = x_{он} / (\sqrt{L C_1 \epsilon_1 n}) \quad (7.25)$$

Последнее выражение (при неучете влияния коэффициента рассеяния ротора на величину электромагнитного момента АД) показывает тождественность принятых для электропередачи законов частотного управления закону управления по углу $\theta = \pi/4$ между векторами токов ротора и статора, который рекомендован в С1563.

Поскольку для САР тягового электропривода с нелинейным кор-

ректирующим блоком, воспроизводящим расчетную зависимость магнитного потока от тока статора ФС 11.2) по рис. 7.14, справедливы соотношения:

$$\begin{array}{ccc} \text{ЭМ} & \text{ЭМ} & \text{ЭМ} \\ \text{д}i_0 & s \gg 0 \gg \text{Э}x_0 & 0 \gg \text{--} \text{a} s 0 \text{ И} \\ & & \text{д}x'2 \end{array}$$

погрешность указанного нелинейного звена можно задать до 10%, погрешность задания оптимального момента тяговых АД не превысит 2%.

7.3 Особенности регулирования автономного ТЭП

с отдельным питанием тяговых АД

ТЭП перспективных автономных локомотивов рекомендуется регулировать по току наиболее нагруженного АД. Это обеспечивает при отсутствии буксования колесных пар работу дизель-генераторной установки тепловоза в режиме постоянной мощности, а при возникновении буксования одной или нескольких колесных пар в режимах - стабилизации напряжения тягового блока СГ-В. При этом САР тепловоза осуществляет регулирование асинхронного ТЭП в зоне пуска и постоянной мощности по оптимальным законам, обладает высокими противобуксовочными свойствами, не допуская буксования отдельных колесных пар, и исключает перегрузку тяговых электродвигателей при работе с неполным их числом. Регулирование ТЭП по току наиболее нагруженного тягового АД отличается простотой и может быть реализовано в виде устройства, содержащего датчики тока АД и схему выбора максимального сигнала.

В ТЭП с АД рекомендовано их отдельное питание от индивидуальных АИН. В этом случае при работе с неполным числом АД в пусковых режимах искажается настройка тяговой характеристики, вызванная изменением формы тока питания АИН и, соответственно, искажением коэффициента передачи по току в контуре обратной связи. Это

снижает точность и ухудшает качество регулирования. Причины не-стабильности коэффициента передачи Кот связаны с пульсирующим характером входных токов АИН, входящих в состав преобразовательной установки. Рассмотрим это подробнее.

Пусть асинхронный ТЭП тепловоза содержит N блоков АИН - АД (для определенности положим $N = 3$), а их моменты коммутации сдвинуты друг относительно друга на угол (см. РАЗДЕЛ 3):

$$*0 = \frac{\text{Я Л}}{3N \theta} : \quad (\quad 7.26 \quad)$$

На рис.7.15 представлены структурная схема регулятора тока и диаграммы сигналов, пропорциональных входным токам тяговых блоков АИН-АД, характерные для стационарного режима.

Если пронумеровать работающие тяговые АИН (и их входные токовые сигналы) индексом " n " (где $1 \leq n < N$, а N - полное число тяговых блоков АИН-АД) в порядке чередования во времени их моментов коммутации, то выражения для мгновенных значений входных токовых сигналов в стационарном режиме будут связаны соотношением:

$$U_i(n+i)(0) = U_{in}(0 - 1 * *0), \quad (7.27)$$

где $(n + i) < N$.

Для средних и максимальных значений сигналов будут справедливы следующие соотношения:

$$U_{ln} = \frac{\text{Л/з}}{\text{Л } \circ} \int U_{ln}(\epsilon) \epsilon : \quad (7.28)$$

$$U_{im}(0) = \max(U_{in}(0)) : \quad (7.29)$$

$$U_{im} = \frac{\text{Л/з}}{\text{Л}} \int U_{im}(0) d0 : \quad (7.30)$$

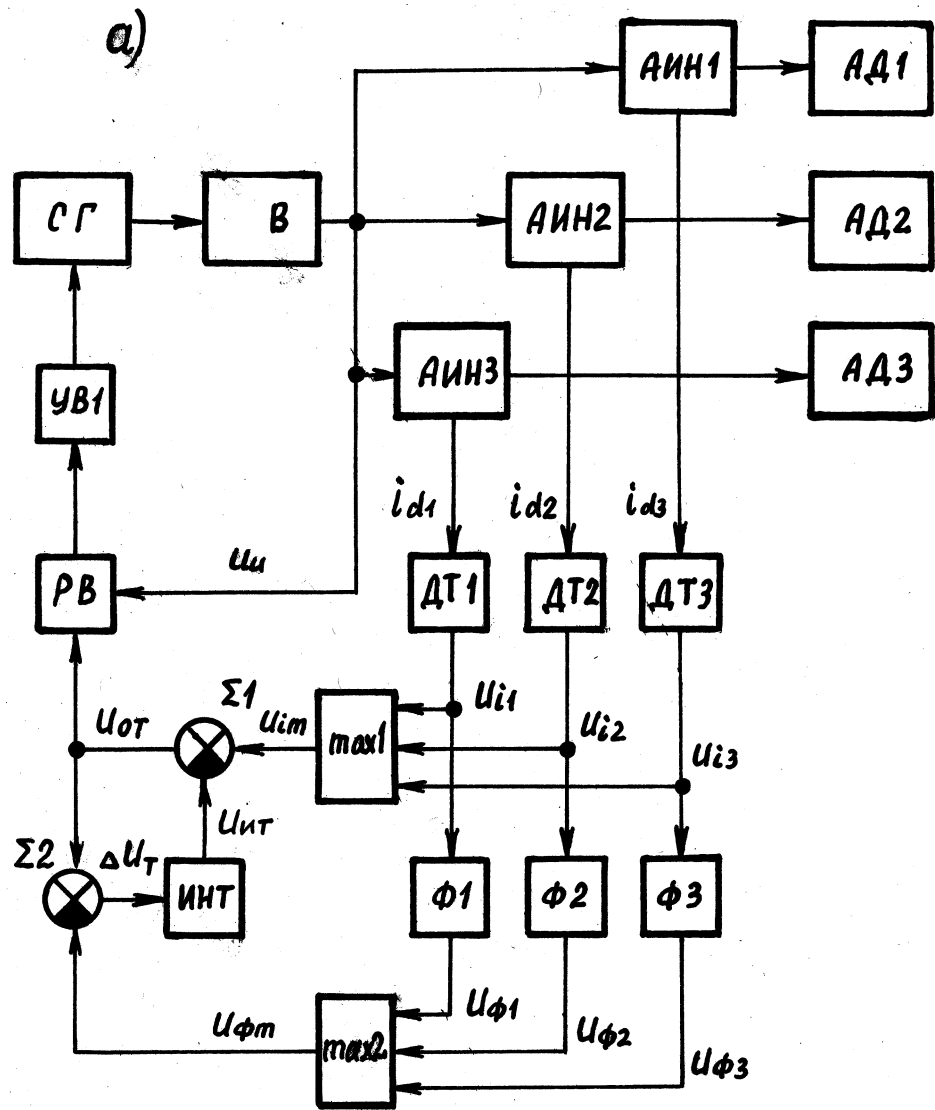
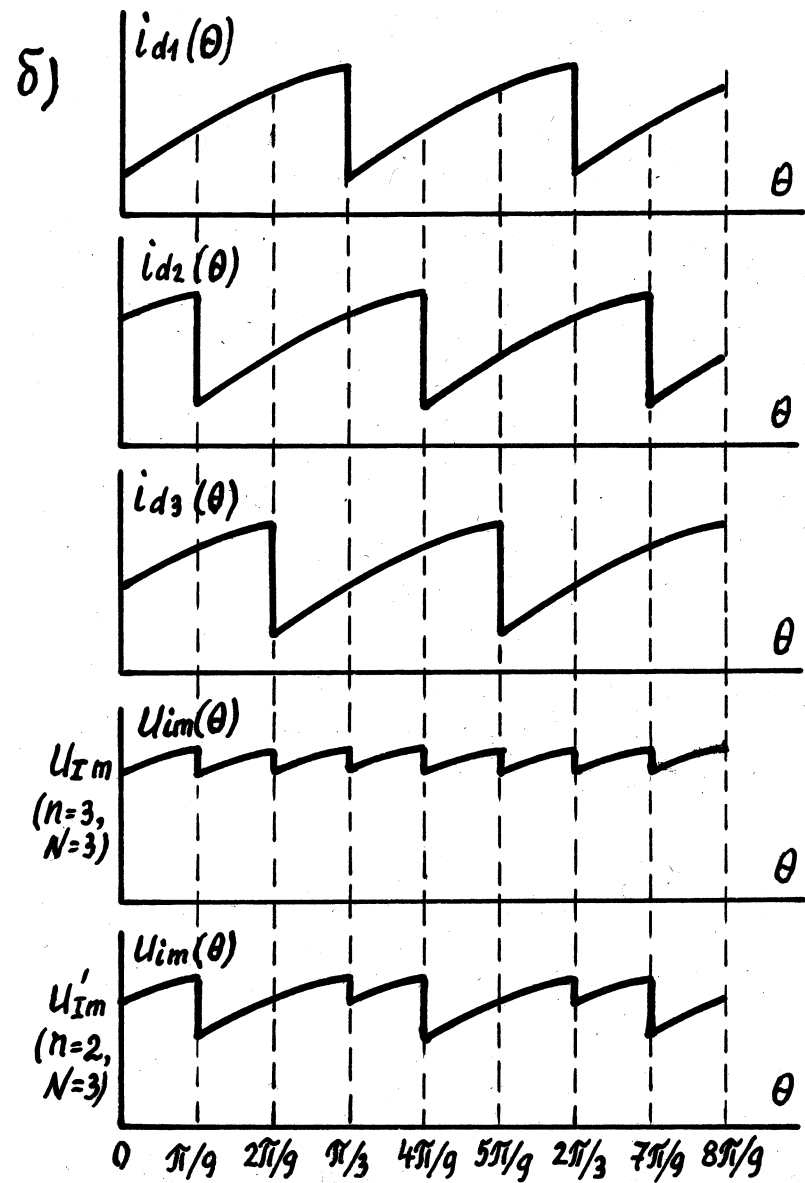


Рис.7.15 Структурная схема регулятора тока (а)



и угловые диаграммы токовых сигналов (б).

$$U_T = \max (U_{in}) . \quad (7.31)$$

Требуемый уровень сигнала обратной связи в стационарном режиме определяется в соответствии с (7.31), как максимальное из средних значений входных токовых сигналов U_T . В схеме с простым регулятором тока (см. рис.7.2) сигнал обратной связи по току формируется в виде:

$$U_{от} (9) = U_{im} (6) \quad (7.32)$$

и, таким образом, среднее значение сигнала обратной связи:

$$U_{от} = \frac{3 \Gamma}{\pi} \int_0^{\pi/3} U_{от} (\epsilon) d\epsilon = U_{im} \quad (7.33)$$

При этом среднее значение сигнала обратной связи по току $U_{от}$ отличается от требуемого уровня U_T на величину погрешности:

$$\Delta U_T = U_{im} - U_T = \frac{3 \Gamma}{\pi} \int_0^{\pi/3} [U_{in}(\epsilon) - U_T] d\epsilon \quad (7.34)$$

Следует заметить, что при отсутствии пульсаций во входных токовых сигналах (например, в тяговом электроприводе переменного тока, где $U_{in}(\epsilon) = \text{const}$) погрешность формирования сигнала обратной связи по току будет равна $\Delta U_T = 0$ в соответствии с (7.34). Однако, в общем случае погрешность ΔU_T отлична от нуля всякий раз, когда функции $U_{in}(\epsilon)$ не равны тождественно друг другу или не являются тождественными константами. При этом величина ΔU_T зависит от размаха пульсаций U_n во входных токовых сигналах, от числа N тяговых инвертор-двигательных блоков в составе электропривода тепловоза, от числа k и номеров p отключенных тяговых блоков АИН-АД, а также от степени предварительной фильтрации сигналов U_{in}

в цепях датчиков тока C с учетом фильтрующих свойств датчиков тока от значения выходных частот АИН). Так, если предположить, что токи $U_{in}(0)$ имеют идеальную пилообразную форму с размахом пульсаций U_n , а фильтрующими свойствами датчиков обратной связи по току АД можно пренебречь, что вполне допустимо в области низких выходных частот АИН (режимах пуска), то выражение для приведенной к уровню U_n погрешности U_T может быть записано в виде:

$$\delta_T = \frac{U_T}{U_n} = \frac{1}{2N} \left[i_{2k+LCL+1} \right], \quad (7.35)$$

где k - число отключенных тяговых инвертор-двигательных блоков ($0 \ll k \ll (N - 1)$):

L - неотрицательное целое число, зависящее от значения углов сдвига между моментами коммутации отключенных тяговых блоков АИН - АД и принимающее целочисленные значения на интервале: $-(0 : 2k - N)$ ($k - 1$).

Относительная погрешность формирования сигнала обратной связи по току:

$$\delta_{\text{сиг}} = \frac{U_T}{U_n} \cdot K_p = \dots$$

Так, при $K_p = 0,8$ и полном числе включенных АД ($k = L = 0$) относительная погрешность составит для тепловоза с $N=3$ $\delta_{\text{сиг}} = 0,267$, а для тепловоза с $N=6$ $\delta_{\text{сиг}} = 0,333$. Величина погрешности зависит не только от числа и номеров отключенных тяговых блоков и от размаха пульсаций, но и от выходной частоты инверторов или от скорости локомотива. Эта зависимость связана с фильтрующими свойствами датчиков тока и проявляется в том, что по мере разгона локомотива пульсации во входных токовых сигналах U_{in} будут снижаться за счет более эффективного сглаживания фильтрующими цепями датчиков тока на повышенных частотах. Если предположить, что фильтрующие цепи каналов датчиков тока представляют собой фильтры первого порядка с

постоянной времени $T_{дт} = 0,02$ с (частота среза $\Gamma_c \sim 8$ Гц), то на частоте $f_1 = 18$ Гц (что соответствует частоте пульсаций $f_n = 6f_i = 108$ Гц в точке перехода из режима ограничения тока в режим поддержания постоянной мощности), коэффициент подавления пульсаций в каналах датчиков тока составит $K_{дт} = 0,074$. Малое, стремящееся по мере роста частоты к нулю, значение коэффициента $K_{дт}$ обеспечивает и малое (почти нулевое на высоких частотах) значение погрешности S-Ут. Если считать, что коэффициент передачи обратной связи по току на высоких частотах принимает значение $K_{от}$, то при пуске с полным числом включенных тяговых блоков АИН - АД он будет максимальным:

$$K_{отт} = \frac{U_t + S-U_t}{U_t} K_{ото} \sim (1,3 \dots 1,5) K_{ото}, \quad (7.37)$$

где $K_{ото}$ — коэффициент передачи обратной связи при отсутствии пульсаций тока.

По мере разгона локомотива, а также при неполном числе включенных тяговых блоков АИН-АД: $K_{ото} < K_{от} < K_{отт}$. Такая нестабильность коэффициента $K_{от}$ ухудшает качественные показатели процесса регулирования и снижает точность регулирования тока в пусковых режимах. В частности, снижение $K_{от}$ с ростом выходной частоты тяговых инверторов при постоянном сигнале задания тока в зоне ограничения пускового тока приводит к росту пускового тока по мере разгона локомотива. Учет этого обстоятельства при разработке САУ тепловозного электропривода приводит к тому, что с целью исключения в процессе разгона перегрузки по току тяговых блоков АИН-АД приходится снижать расчетное значение пускового тока и тем самым уменьшать расчетное пусковое тяговое усилие. При уровне максимально допустимого тока тяговых блоков АИН-АД тепловоза ТЭ120 в звене постоянного напряжения $I_{d \max} = 4200$ А, расчетное значение пускового тока со-

ставляет 3150 А. Уменьшение пускового тока от уровня I_{dmax} на 25% привело при принятом законе регулирования частоты тяговых блоков АИН-АД на тепловозе ТЭ120 к снижению пусковой тяги почти на 25%.

Для повышения качества регулирования и исключения влияния неустойчивости коэффициента передачи устройств формирования сигнала обратной связи по току наиболее нагруженного двигателя в регуляторе тока, приведенному на рис.7.15, необходимо дополнительно фильтровать сигналы по току тяговых АД и формировать сигнал обратной связи по току в виде разности [33]:

$$U_{отCU} = U_{in}(t) - \frac{1}{T_i} \int_0^t (U_{\phi 1} - U_{\phi 2} - U_{\phi 3}) dt, \quad (7.38)$$

Т и о

где T_i - постоянная времени интегрирования:

$$U_{фнCU} = \max [U_{фн}(i)], \quad \text{где } 1 \leq i \leq N \quad (7.39)$$

Отфильтрованные сигналы $U_{\phi 1}$, $U_{\phi 2}$, $U_{\phi 3}$ представляют собой сглаженные входные токовые сигналы U_{i1} , U_{i2} , U_{i3} и описываются в комплексной плоскости с помощью выражений:

$$U_{фн}(S) = W_{фн}(S) U_{in}(S), \quad (7.40)$$

где $W_{фн}(S)$ - передаточная функция фильтров:

$U_{in}(S)$, $U_{фнCB}$ - изображения (по Лапласу) входных токовых сигналов и отфильтрованных входных сигналов:

$S = \sigma + j\omega$ - комплексная переменная.

Качество фильтрации входных токовых сигналов определяется видом передаточной функции $W_{фнCB}$ и характеризуется частотой среза $\omega_0 = 2\pi f_0$, определяемой из условия $|W_{фнCB}(j\omega_0)| = 0,707$.

Значения параметров T_i и f_0 канала формирования сигналов обратной связи по току выбираются по соображениям обеспечения не-

обходимого запаса устойчивости и требуемого быстродействия САР электропередачи тепловоза, исходя из заданного диапазона выходных частот Γ_1 и постоянной времени разгона поезда. Для тепловозов с диапазоном частот от 0,25 Гц до 120 Гц указанные параметры составляют: $T_i - C \text{ 5-10) с: } \Gamma_c = (0,5-1) \text{ Гц}$.

Оценим погрешность формирования сигнала обратной связи по току в стационарном режиме. При достаточно малом значении Γ_c отфильтрованные токовые сигналы будут практически постоянны и равны средним значениям входных токовых сигналов:

$$U_{friCt) \ll U_{in}, \quad (7.41)$$

или, с учетом (7.30), (7.39), (7.41):

$$U_{ftnCt) = U_T : \quad (7.42)$$

При этом уравнение (7.38) принимает вид:

$$U_{oiCt) = U_{im}(t) - \int_0^t \frac{C U_{oiCt) - U_T J}{T_i} dt : \quad (7.43)$$

Наличие устойчивого решения уравнения (7.43) при достаточно большой T_i обуславливает постоянство интегральной составляющей $U_{нт}$ в стационарном режиме:

$$I_{Wt) = \text{Пит} = \int_0^t \frac{1}{T_i} [C U_{oiCt) - U_T] dt, \quad (7.44)$$

и таким образом:

$$U_{o-itt) = U_{imCt) - U_{mtt) = U_{im}(t) - U_{нт} : \quad (7.45)$$

Выражение (7.45) в средних значениях с учетом (7.29) принимает вид:

$$U_{от} = U_{lm} - U_{нт} \gg \quad (7.46)$$

Для устойчивости решения (7.43) необходимо, чтобы среднее значение подинтегрального выражения в (7.46) было нулевым, откуда следует:

$$= U_{0T} - U_T = 0 : (7.47)$$

Таким образом, статическая погрешность $\ast U_T$ формирования сигнала обратной связи по току весьма мала по сравнению со статической погрешностью устройства формирования сигналов обратной связи по наибольшему току посредством схемы выделения максимального из сигналов, как показано в схеме по рис.7.2, и с увеличением и при повышении качества фильтрации стремится к нулю. Одновременно сохраняются высокие противобоксочные свойства локомотива, так как формирование сигнала обратной связи по току производится по току наиболее нагруженного тягового электродвигателя.

Устройство регулирования тепловозного ТЭП с АД и с регулятором тока по рис. 7.15 было реализовано для тепловоза с тремя АИН.

Эффективность описанного регулирования асинхронного электропривода тепловоза состоит в повышении точности по сравнению с реализованными ранее, что позволяет повысить расчетное значение пускового тока (и, соответственно, и пускового тягового усилия) до максимально допустимого уровня тока тяговых блоков инвертор-двигатель независимо от токовых пульсаций и от количества и номеров отключенных тяговых блоков АИН-АД.

Учитывая особенности регулирования тягового электропривода с АИН и АД, а также изложенное ранее в РАЗДЕЛАХ 3 _____ 6, для автономных локомотивов целесообразно рекомендовать применение тяговой электропередачи, в которой осуществляется блочное питание тяговых АД от индивидуальных АИН с амплитудным регулированием напряжения, с синхронным регулированием частоты всех тяговых блоков АИН-АД и при равномерном сдвиге по управлению тяговых АИН между собой на интервале коммутации.

7.4 Перспективы микропроцессорной реализации систем автоматического регулирования тепловозных электропередач

Одним из наиболее перспективных направлений в решении задачи технического перевооружения транспорта является широкое применение на подвижном составе встроенных систем автоматического управления, выполненных на базе микропроцессорных средств вычислительной техники. Реализация таких систем управления (СУ) и защиты тягового электрооборудования тепловозов дает возможность существенного расширения функциональных возможностей локомотивной бортовой автоматики, унификации ее аппаратной части, снижения габаритов, массы, энергопотребления и стоимости.

Расширение функциональных возможностей СУ тепловозами за счет перехода к программируемой технике, с одной стороны, позволяет улучшить регулировочные и тяговые свойства тепловозов, повысить контролепригодность тепловозных СУ, что гарантирует значительный экономический эффект, а, с другой стороны, требует кардинального изменения сложившегося подхода к разработке, проектированию и доводке тепловозных СУ, переориентации их разработчиков на специфику создания систем управления на базе технических средств вычислительной техники.

Повышение производительности автономных локомотивов, снижение расхода топлива, увеличение ресурса и надежности локомотивного оборудования при обеспечении требуемого объема перевозок является одной из наиболее важных задач, стоящих перед разработчиками современных автономных локомотивов. Для ее решения необходимо оптимизировать процессы управления локомотивом, а также его отдельными агрегатами. Такая задача является многокритериальной. Для взаимной увязки различных критериев оптимальности необходим системный подход к созданию средств автоматизации электроэнергети-

ческих установок (ЗУТ) автономных локомотивов.

Анализ ЗУТ, как объекта автоматизации, показывает, что она представляет собой многосвязную и многоструктурную техническую систему. Поэтому автоматизацию ЗУТ целесообразно осуществлять путем разработки достаточно независимых локальных подсистем управления отдельными агрегатами с их объединением в единую иерархическую управляющую структуру.

Основные задачи автоматизации ЗУТ: объединенное управление дизель-генераторной установкой: управление возбуждением и защита тяговых генераторов тепловоза: управление тяговыми электродвигателями: управление и защита силовых тяговых вентильных преобразователей: автоматическая защита от боксования и юза: управление средствами дискретной автоматики: диагностика силового и управляющего оборудования: управление процессом движения поезда с автоматическим поддержанием требуемых параметров движения и т. д. Таким образом, в проблеме создания автономного автоматизированного тягового электропривода с микропроцессорным управлением можно выделить две основные технические проблемы: системотехнические (разработка эффективных структур и алгоритмов микропроцессорных систем автоматического управления, математического и программного обеспечения, решение вопросов автоматизации научных исследований) и схемотехнические (разработка и освоение аппаратных средств, разработка узлов и схем автоматизированного тягового электропривода, автоматизированное проектирование).

К числу первоочередных теоретических и практических задач по созданию алгоритмических, программных и аппаратных средств для автоматизированного тягового электропривода следует отнести задачи освоения методами синтеза цифровых систем регулирования (включая методы синтеза оптимальных и адаптивных систем), разработки структур САР (подчиненных, адаптивных, распределенных, гибридных

с учетом особенностей программируемых управляющих систем), систем регулирования тягового и тормозного режимов, ослабления поля тяговых электродвигателей, систем защиты (от потери сцепления, перегрева, аварийных режимов и т. д.), реализацию прямого цифрового управления тяговыми преобразователями (включая также задачи разработки двухквadrантного линейного преобразователя переменного тока для питания обмоток возбуждения тяговых электрических машин, унифицированных средств управления тяговыми преобразователями частоты, в том числе, выполненных на основе АИН).

Строгое математическое описание функциональных звеньев ЗУТ достаточно сложно. Например, тяговая генераторно - выпрямительная установка описывается системой, по крайней мере, из 15 уравнений (дифференциальных в частных производных, тригонометрических, нелинейных алгебраических), что требует проведения значительного объема вычислений и больших затрат времени. Поэтому реализация эффективных систем управления, работающих в масштабе реального времени затруднено, так как адекватное представление ЗУТ при помощи типовых звеньев не представляется возможным. В этом случае достаточно сложно учесть нестационарность параметров и реальные нелинейные характеристики хотя бы основных элементов ЗУТ. Таким образом, неадекватность математических моделей ЗУТ является источником неопределенности, затрудняющей синтез оптимальных систем управления. Кроме того, при синтезе регуляторов следует учитывать также воздействие случайных помех, искажающих информацию о реальных процессах в тяговом электроприводе тепловоза. Обеспечение оптимальности систем управления в условиях значительной неопределенности может быть достигнуто использованием известных принципов адаптации.

В общем случае, под системой адаптивного управления (САУ) понимают систему, самоорганизующуюся в условиях неопределенности путем соответствующего автоматического изменения параметров (са-

монастройки) или структуры (самоорганизации) управляющего устройства. Отсюда вытекают две основные проблемы создания САУ: устранение неопределенности (априорной и текущей) и оптимизация системы. Задача устранения неопределенности разбивается на две: устранение неопределенности из-за неадекватности математической модели - идентификация модели объекта: и неопределенности, вызванной помехами - задача фильтрации. При этом, в общем случае, фильтрация также должна быть адаптивной. Процесс разработки САУ должен включать создание базовой структуры системы: выбор критерия оптимальности и разработку подсистемы оптимизации (адаптации), а также решение вопросов идентификации и фильтрации.

Основными факторами, ограничивающими широкое применение САУ, являются сложность реализации и низкие динамические характеристики контуров адаптации, поэтому полученные решения должны обеспечивать преодоление этих трудностей. Особенно это относится к САУ ЭУТ, так как технические средства должны быть простыми и недорогими. При этом их функциональные возможности по реализации сложных адаптивных алгоритмов ограничены. В то же время "быстрая" динамика ЭУТ предъявляет жесткие требования к быстродействию алгоритмов адаптивного управления.

В качестве базовой САУ для автономного тягового электропривода целесообразно использовать структуру непрямого адаптивного управления. Особенностью этой структуры является разделение задач идентификации и самонастройки. Сначала производится идентификация модели объекта, а затем на основе полученных оценок ее параметров - оптимизация управляющего устройства. Подобное разделение задач позволяет повысить динамические характеристики контура самонастройки.

В качестве критерия оптимальности САУ тягового электропривода целесообразно использовать критерий максимальной степени ус-

тойчивости. Его применение позволяет получить аperiodический характер переходных процессов при их минимальной длительности. Существенным достоинством критерия максимальной степени устойчивости является одношаговый (не рекуррентный) алгоритм оптимизации. Следовательно, динамика контура адаптации в этом случае будет полностью определяться динамическими свойствами подсистемы идентификации.

Ведущие зарубежные электротехнические и локомотивостроительные фирмы в течение ряда лет уже широко применяют на своих локомотивах микропроцессорные системы управления и диагностики, что обеспечило им значительный технологический отрыв от конкурентов [58, 65, 212, 214, 218, 224].

Под научным руководством автора и при его непосредственном участии проводились работы по созданию бортовых микропроцессорных систем для тепловозов [4, 5, 7, 8, 40, 71, 72, 73, 84, 85, 95, 105, 117, 182].

В 1991 г построен пассажирский тепловоз ТЭП70 - 283, в САР ТЭП которого применена специализированная бортовая микро-ЭВМ (БМ-ЭВМ). ТЭП этого тепловоза содержит дизель-генераторную установку с тяговым СГ-В и ТЭД последовательного возбуждения. В САР с БМ-ЭВМ использован комплект датчиков тока и напряжения типа МДМ, датчики частоты вращения колесных пар локомотива, датчики дискретных сигналов состояния силовой схемы и задания режимов, комплект УСО, содержащий нормирующие преобразователи сигналов обратной связи и задающих сигналов, необходимые для приведения их к виду, удобному для ввода в БМ-ЭВМ. В качестве исполнительных устройств применены специально разработанные тиристорный преобразователь и блок СИФУ с инвариантными характеристиками Сем. РАЗДЕЛ 2). БМ-ЭВМ представляет собой комплект модулей, в составе которого модуль процессора (на базе 1806ВМ2), контроллер прерываний, модули ОЗУ и ППЗУ, модули ввода-вывода дискретных сигналов, силовые ключи и т. д.

САР тепловоза ТЭП70-283 реализует следующие режимы работы ТЭП: тяга, выбег, электрическое торможение, а также выполняет защитные функции, связанные с разборкой силовой схемы.

В тяговом режиме регулирование осуществляется по двум каналам: по каналу регулирования тока возбуждения тягового СГ (СКРГ) и по каналу двухступенчатого ослабления поля ТЭД (КОП). КРГ выполнен с подчиненным контуром ПИ - регулирования напряжения, реализованный программно в "быстром цикле" : уставки формируются в "медленном" * цикле и выбираются процессором на основании анализа текущих режимов работы дизеля и ТЭП с учетом внешних ограничений. Для улучшения качества переходных процессов предусмотрен режим адаптивного управления, реализованный программно. Защита от боксования ТЭД осуществлена программной реализацией алгоритма динамического регулирования напряжения. Работа КОП основана на принципе анализа текущих средних значений величин тока и напряжения на выходе В и выработки (при заданных сочетаниях величин тока и напряжения) сигналов управления соответствующими контакторами ослабления поля.

Накопленный к настоящему времени опыт разработки и исследования макетных и опытных бортовых микропроцессорных систем управления, наработанные структуры, алгоритмическое и прикладное ПО, а также появление на рынке и доступность большого числа современных микропроцессорных контроллеров (включая устройства отображения информации, интерфейсные устройства, датчики, источники питания), разработанных ведущими электронными фирмами и удовлетворяющих условиям работы на подвижном составе, делает реальной проблему внедрения микропроцессорных систем управления на вновь разрабатываемых и модернизируемых автономных локомотивах.

Выводы по РАЗДЕЛУ 7

Разработаны простые и эффективные структуры САР ТЭП тепловоза с АИН и АД. При этом в тяговом режиме выделено два контура регулирования, представляющие собой автономные регуляторы с переменной структурой: контур регулирования возбуждения СТ и контур регулирования частоты тяговых АД. Первый контур обеспечивает условия совместной работы дизеля и ТЭП, второй контур регулирования, являющийся подчиненным по отношению к первому, осуществляет управление тяговых АД по законам, близким к оптимальным.

На основании теоретических и экспериментальных исследования квазиоптимальных законов частотного управления АД выполнена корректировка РЧ ТЭП путем включения в него специального нелинейного блока. Это позволило на практике получить максимально возможное тяговое усилие автономного локомотива при задании тока статора АД при всех возможных режимах ТЭП.

Исследовано влияние пульсаций тока питания на стабильность тяговых и регулировочных характеристик многодвигательного ТЭП тепловоза. Показано, что источником нестабильности является влияние на коэффициент формы реальных сигналов обратной связи по току тяговых блоков АИН-АД количества и номеров отключаемых тяговых блоков АИН-АД. Разработан эффективный способ обработки сигналов обратной связи, полностью исключающий нестабильность тяговых характеристик локомотива во всех возможных режимах его работы.

Показаны целесообразность и возможные пути реализации САР ТЭП тепловозов на базе микропроцессорных средств вычислительной техники, даны основные результаты разработки пассажирского тепловоза ТЭП70 с бортовой микро-ЭВМ, используемой в качестве регулятора тягового электропривода.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В диссертации комплексно с единых методологических позиций решена научно-техническая проблема повышения эффективности автономных локомотивов путем совершенствования их электрических передач на базе достижений преобразовательной техники. Показано, что применение тиристорных преобразователей придает ТЭП новые системные свойства, что позволяет поднять значения эксплуатационного КПД и коэффициента тяги локомотива, повысить надежность и снизить число отказов тягового электрооборудования, реализовать более эффективные алгоритмы управления, решить задачу комплексной автоматизации автономного локомотива, снизить общие затраты на обслуживание и ремонт.

Основные научные результаты, выводы и рекомендации:

1. Установлено, что электропередача переменного тока с неуправляемым В и ТЭД последовательного возбуждения, применяемая на отечественных тепловозах, ограничивает возможность повышения эффективности ТЭП современных тепловозов. Показано, что применение тиристорных преобразователей с нетрадиционным структурным построением вместо неуправляемых В снимает эти ограничения и позволяет:

- повысить на Сб. ...10) % коэффициент тяги тепловоза путем перевода боксующих ТЭД в режим квазинезависимого возбуждения;
- реализовать режим плавного ослабления ТЭД и повысить среднеэксплуатационный КПД электропередачи в зоне высоких скоростей движения на (1...1,5) %;
- улучшить статические и динамические характеристики электропередачи тепловоза в режиме электрического торможения за счет применения тиристорного возбуждения ТЭД и исключения из контура регулирования тягового СГ:

- повысить противоаварийные свойства электропередачи за счет реализации быстродействующей "сеточной" защиты;
- свести к минимуму количество силовой контактной аппаратуры.

В тиристорном ТЭП сохранены максимально отработанные в условиях производства и в эксплуатации серийные тяговые электрические машины, что позволяет быстро и с минимальными затратами внедрить качественно новую электропередачу на тепловозах, так как не потребует перестройки производства тяговых электрических машин и коренной реконструкции эксплуатационной и ремонтной базы.

2. Разработана система энергоснабжения собственных нужд с самовозбуждением СГЭ и тиристорными преобразователями в цепях возбуждения тяговых генераторов. Разработан и научно обоснован метод синтеза инвариантных СИФУ. Метод основан на принципе интегрирования во временной области подинтегральной функции, входящей в выражение для среднего значения выпрямленного напряжения УВ, и формирования управляющего импульса путем отсчета внешнего сигнала управления от конечного значения интеграла, запоминаемого на предыдущем активном интервале управления. Инвариантная СИФУ формирует линейные и стабильные регулировочные характеристики УВ независимо от изменения величин напряжения и частоты питающего переменного напряжения. Показана эффективность применения инвариантных СИФУ и тиристорных УВ в системах самовозбуждения тепловозных СГ.

3. Проанализированы режимы работы гибридного выпрямителя, который является активной частью тиристорного преобразователя в ТЭП переменного-постоянного тока Св режиме электрического торможения). Гибридный выпрямитель состоит из двух нулевых трехфазных тиристорных схем и запитан от двух трехфазных звезд тягового СГ. Анализ электромагнитных процессов выполнен для общего случая, когда фазовый сдвиг между двумя источниками питания УВ может принимать любые фиксированные значения на интервале $(0 < \varphi < 4\pi/6)$. Исследо-

вана работа гибридного УВ в неуправляемом, полууправляемом и управляемом режимах, получено математическое описание его регулировочных характеристик. Рекомендована работа гибридного УВ в управляемом режиме с несимметричным управлением и с синхронизацией по опережающей ЭДС. Результаты выполненных исследований являются новым научным вкладом в теорию управляемых выпрямителей.

4. С учетом специфики автономных локомотивов исследована система ТЭП с АИН и АД и расширен теоретический базис для совершенствования таких систем. Установлена закономерность изменения границы статической устойчивости асинхронного ТЭП в зависимости от вида экономической характеристики первичного двигателя при работе локомотива в режимах полной и неполной мощности, что позволяет уже на стадии проектирования оптимизировать параметры ТЭП. Исследованы условия компенсации избыточной реактивной энергии в многодвигательном ТЭП с источником питания, не обладающим обратной проводимостью. Показано, что наиболее эффективным является метод синхронного управления тяговыми блоками АИН-АД с равномерным фиксированным фазовым сдвигом между ними на интервале коммутации одиночного инвертора, что позволяет тяговым АД обмениваться избыточной реактивной энергией через шины звена постоянного напряжения. Разработана методика экспериментальных исследований асинхронного ТЭП и его составных частей на стендах и на тепловозе.

5. Выполнено расширение аналитического метода расчета кривых фазного тока АД в трехфазной системе АИН-АД по двум составляющим на случай, когда угол включения главных тиристоров АИН может принимать любые фиксированные значения на интервале $[2\pi/3; \pi]$. Полученные выражения позволяют рассчитывать средние по модулю, действующие и мгновенные значения фазных токов АД в квазиустановившихся режимах, а также пиковые значения токов на границах интервалов и их предаварийные значения. Погрешность расчетов для класса за-

дач, связанных с анализом автономных систем ТЭП, не превышает 5%.

6. На основании анализа временных гармоник магнитного поля в воздушном зазоре многофазных АД при питании последних несинусоидальным напряжением от АИН разработаны методы синтеза оптимальных кривых фазного напряжения по заданному годографу вектора магнитного поля и показаны ограничения, присущие трехфазным системам. В результате сопоставления традиционных трехфазных систем с другими возможными вариантами для применения в ТЭП рекомендованы двухфазные системы АИН-АД, что позволяет упростить силовую схему локомотива и примерно в два раза снизить добавочные потери в АД. Выполнен теоретический анализ электромагнитных процессов в двухфазной системе АИН-АД при обобщенной двухступенчатой на полупериоде кривой фазного напряжения и получены аналитические выражения, позволяющие рассчитывать все необходимых параметры ТЭП. Кривая фазного напряжения оптимизирована по максимуму содержания ее первой гармоники в общем действующем значении при условии схемной простоты АИН.

7. С целью повышения условий безопасности движения локомотивов и разработки эффективных средств защиты тягового электрооборудования выполнены исследования систем ТЭП в аварийных режимах. В качестве базовой структуры автономного ТЭП для исследования выбрана структура силовой схемы тепловоза с тяговыми блоками СТ-В и АИН-АД, которая в наибольшей степени отвечает требованиям подобию серийных и перспективных локомотивов. Принцип действия защит блока СТ-В при всех видах аварийных состояний (короткие замыкания на стороне постоянного и переменного тока, пробой произвольного числа вентилях) основан на выявлении моментов времени, когда потенциалы всех фаз любой из трехфазных обмоток тягового СТ одновременно принимают одинаковые значения. Работа защит тягового блока АИН-АД в аварийных режимах (некоммутации плеч главных тиристоров АИН и двухфазное опрокидывание инвертора) основана на непрерывном конт-

роле состояния тиристоров, выявлении и идентификации этапов возникновения и развития аварийного процесса, формировании управляющего воздействия на соответствующие ступени защиты. Рекомендованы следующие ступени защиты тягового блока АИН-АД: защита предупредительного типа от некоммутации главных тиристоров и быстродействующая безударная защита, срабатывающая в случае короткого замыкания в инверторе. Предложены теоретические методы расчета электромагнитных процессов при авариях в системе АИН-АД. Результаты расчетов и экспериментальные исследования аварийных процессов показали возможность применения единого исполнительного устройства для указанных ступеней защиты. Разработаны эффективные датчики для непрерывного контроля за состоянием плеч АИН, необходимые для реализации эффективных алгоритмов многоступенчатой защиты.

8. Для ТЭП автономных локомотивов с АД разработана САР с переменной структурой, которая содержит два регулятора: РВ и РЧ. РВ обеспечивает условия совместной работы дизеля и ТЭП. РЧ, являющийся подчиненным по отношению к РВ, осуществляет инвариантное трехзонное управление частотой питания тяговых АД. Синтез РЧ основан на результатах анализа оптимальных законов частотного управления (в качестве критерия оптимальности принято условие получения максимально возможного момента АД при заданном токе статора). Разработана оригинальная методика расчета тяговых и регулировочных характеристик локомотива, отслеживающая процесс работы САР и учитывающая нелинейность магнитной цепи АД и несинусоидальность напряжения питания.

Показана целесообразность микропроцессорной реализации управления всей электроэнергетической системой тепловоза.

9. Основные научные результаты реализованы при создании и испытаниях опытных образцов тягового электрооборудования, при внедрении на автономных локомотивах системы самовозбуждения СТЭ, при

создании и проведении эксплуатационных испытаний тепловозов ТЭ120 с ТЭП переменного тока и ТЭП70 с микропроцессорной системой управления. Внедрение подтверждаются актами об использовании результатов научной работы автора в НИИ "Электротяжмаш" (г.Харьков) , в ОАО ХК "Коломенский завод" (г.Коломна, Россия), в НПО "Электротехника" (ныне предприятие ESTEL AS, г.Таллинн, Эстония) .

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Авансов Е. С. Асинхронный тяговый привод для электроподвижного состава. Электрооборудование транспорта. Том 2.- М.Итоги науки и техники", 1974.- 171 с.
2. Автоматизированное проектирование силовых электронных схем /В. Я. Жуков, В.Е.Соучек, П. Д. Андриенко и др. -К.: Техника, 1988. - 149 с.
3. Андерс В. И., Болдов Н.А. и др. Сравнительный анализ тяговых электроприводов автономных транспортных средств //Сборник научных трудов МЭИ.- Москва.-1990.- N238.- С.75-80.
4. Аржаной О.А., Гусевский Ю. И., Дубровский А. В. Экспериментальные исследования тяговых режимов электропередачи тепловоза ТЭП70 с микропроцессорным управлением //Тезисы докладов III Всесоюзной научно-технической конф. "Проблемы развития локомотивостроения" С Ворошиловград, 22-24 мая 1990).-Ворошиловград: ВМСИ.-1990.-С. 107-108.
5. Аржаной О.А., Гусевский Ю. И., Загарий Г. И. Микропроцессорный контроллер МИКВАТ //Тезисы докладов республиканской конф. "Микропроцессорные системы связи и управления на железнодорожном транспорте" (Алушта, 17-21 сентября 1990).-Киев.-С.29, 30.
6. Аржаной О. А., Гусевский Ю. И., Марченко В. С., Роговой Т. Е., Шевченко С. В. Стендовые испытания электропривода электромобиля с микропроцессорным регулятором //Тезисы докладов школы - семинара "Микропроцессорные системы связи и управления на железнодорожном транспорте (Алушта, 7-18 сентября 1994).-Харьков.-1994.-С. 23.
7. Аржаной О. А., Гусевский Ю. И., Шевченко С. В. Подсистема регулирования электропередачи пассажирского тепловоза на базе бортового

- вой микроЭВМ //Тезисы докладов республиканской конф. "Микропроцессорные системы связи и управления на железнодорожном транспорте" (Алушта, 21-30 сентября 1991). -Киев.-1991.-С. 11-12.
8. Аржаной О. А., Гусевский Ю. И., Шевченко С. В. САР тяговой электропередачи тепловоза ТЭП70 с бортовой микроЭВМ //Тезисы докладов республиканской конф. "Микропроцессорные системы связи и управления на железнодорожном транспорте" (Алушта, 18-25 сентября 1992). -Киев. - 1992.-С. 5, 6.
9. Аронов М. И., Гусевский Ю. И., Марченко В. С., Носков В. И., Тараненко А. Н., Чернышев А. А. Опытный локомотив, оборудованный выпрямительно-инверторной установкой и тяговыми асинхронными двигателями с короткозамкнутыми роторами //Труды НИИ завода "Электротяжмаш" . -Харьков. -1972. -N4. -С. 3-9.
10. Аронов М. И., Гусевский Ю. И., Марченко В. С., Носков В. И., Тараненко А. Н. Чернышев А.А. Результаты испытаний опытного локомотива с электропередачей переменного-постоянно-переменного тока // Труды НИИ завода "Электротяжмаш".-Харьков.-1972.-N4.-С. 9-17.
11. Арутюнян В.С. Токи в цепях автономного синхронного генератора с самовозбуждением от третьей гармоники поля // "Электромеханика", 1981.- N2.- С.28-31.
12. А. с. 196991 СССР, МКИ Н 02м. Автономный инвертор /А. А. Чернышев, Ю.И.Гусевский (СССР).-N1050821/24-7: Заявлено 24.01.66:Опубл. 31.05.67. Бюл. N12.
13. А. с. 263649 СССР, МКИ В 60L. Дизель-электрическая передача переменного тока / А. А. Будницкий , М. И. Аронов , Ю. И. Гусевский (СССР).-N903752/2 4-7:Заявлено 01.07.64: Опубл. 10. И. 70, Бюл. N8.
14. А. с.411599 СССР, МКИ H02p 7/74, В 60L 11/08. Устройство для автоматического регулирования скорости многодвигательного электропривода переменного тока / Ю.И. Гусевский (СССР).- N177722158/24-7: Заявлено 07.12.71: Опубл. 15.01.74, Бюл. N2.

15. А.с.493906 СССР, МКИ Н 03k 5/01, Н 02m 1/08. Формирователь импульсов / Ю. И. Гусевский, Б. Л. Киселева, В. П. Сова С СССР). - N1997483/26-21: Заявлено 18.02.74: Оpubл. 30. И. 75, Бюл. N44.
16. А.с.516550 СССР, МКИ В 60L 9/12. Электрический привод электроподвижного состава /Ю. А. Варегин, А.А. Будницкий, Ю.М.Перегудов (СССР). - N1995673/27-11: Заявлено 01.02.74: Оpubл. 05.06.76, Бюл. N21.
17. А. с. 519814 СССР, МКИ Н 02Н 7/06, В 60L 3/04. Устройство для защиты многообмоточного генератора, работающего на последовательно включенные выпрямительные мосты /Ю. И. Гусевский, М. В. Мажинский, Ю. М. Милованов (СССР).-N2055807/07: Заявлено 30.08.74: Оpubл. 30.06.76, Бюл. N24.
18. А.с.574814 СССР, МКИ Н 02Н 7/06. Устройство для защиты многообмоточного генератора с мостовыми выпрямителями на выходе / Ю. И. Гусевский, М. В. Мажинский, И. Я. Поздняковский, Б. Л. Киселева (СССР).- N2337926/24-07: Заявлено 24.03.76: Оpubл. 30.09.77, Бюл. N36.
19. А. с. 580627 СССР, МКИ Н ОЗК 3/31, Н ОЗК 1/16, Н ОЗК 4/80. Генератор импульсов /Ю. И. Гусевский, Б. Л. Киселева (СССР).-N1848489/18-21: Заявлено 21.11.72: Оpubл. 15.11.77, Бюл. N42.
20. А.с.587584 СССР, МКИ Н 02р 5/06. Устройство для плавного ослабления поля электродвигателя последовательного возбуждения / Ю. И. Гусевский, Л. Г. Бокан, В. М. Шарлай, С. А. Чулак, В. И. Казьмин, В. С. Марченко, В.В. Шидловский (СССР).- N2142933/24-07: Заявлено 26.05.75: Оpubл. 05.01.78, Бюл.М.
21. А.с.741280 СССР, МКИ G 06G 7/14. Способ алгебраического суммирования частот двух импульсных последовательностей / Ю.И. Гусевский
22. А. с. 799095 СССР, МКИ Н 02Р 7/74. Устройство для автоматическо-

- го регулирования тягового асинхронного электропривода / Ю. И. Гусевский, М. В. Мажинский, В. И. Носков, С. Н. Полторак, В. И. Иванова (СССР).- N2603393/24-07: Заявлено 13.04.78: Оpubл. 23.01.81, Бюл. N3.
- 23.А. с. 907677 СССР, МКИ Н 02Н 7/12, Н 02М 1/18. Преобразователь с защитой /Ю. И. Гусевский, М. В. Мажинский, В. В. Пивоваров, С. Н. Полто-
рак (СССР).- N2943220/24-07:Заявлено 23.06.80:Оpubл.23.02.82, Бюл. N7.
- 24.А.с. 1023587 СССР, МКИ Н 02М 7/155. Преобразователь переменного напряжения в постоянное /Ю. И. Гусевский, Б. Л. Киселева, М. В. Ма-
жинский, В.С.Марченко, С. Н. Полторак (СССР).- N3337026/24-07:
Заявлено 15.06.81: Оpubл. 15.06.83, Бюл. N22.
- 25.А.с.1056411 СССР, МКИ Н 02Р 3/22. Частотно-регулируемый элек-
тропривод с блоком торможения /А. Д. Степанов, Ю. М. Андреев, В. И. Андерс, Я. А. Брискман, М.Г.Колобов,А.А. Багатин, Ю.И.Гусевский,
В. А. Лопатин (СССР).-N3474789/24-07: Заявлено 26.07.82: Оpubл.
23.11.83, Бюл. N43.
- 26.А.с.1093578 СССР, МКИ В 60L 15/20. Способ регулирования силы
тяги локомотива с автономным источником питания /А. Т.Бурков,
Я. Ю. Пармас, Ю. И. Гусевский, Л. К. Филиппов, В. И. Мирошниченко (СССР).
-N3553175/24-11: Заявлено 17.02.83: Оpubл. 23.05.84, Бюл. N19.
- 27.А. с. 1141539 СССР, МКИ Н 02М 7/515. Автономный тиристорный ин-
вертор / А. А. Чернышев, Ю. И. Гусевский, В. В. Пивоваров, С. Н. Полто-
рак (СССР).- N3398695/24-07:Заявлено 24.02.82:Оpubл.23.02.85,
Бюл. N7.
- 28.А. с. 1175749 СССР, МКИ В 60L 15/20. Устройство для дистанционно-
го управления скоростью движения тепловоза / Ю.И.Гусевский,

29. А.с.1198714 СССР, МКИ Н 02М 7/538. Преобразователь постоянного напряжения /Ю. И. Гусевский, Б. Л. Киселева, В. В. Пивоваров, С. Н. Полторак С СССР). -N3743970/24-07: Заявлено 25.05.84: Оpubл. 15.12.85, Бюл. N46.
30. А.с. 1203629 СССР, МКИ Н 02Н 7/122. Способ защиты автономного мостового тиристорного инвертора напряжения и устройство для его осуществления /Ю. И. Гусевский, С. Н. Полторак, А. Т. Бурков, Ю. П. Васильев, В. М. Федоров, О. И. Шатнев (СССР). -N37666954/24-07: Заявлено 06.07.84: Оpubл. 07.01.86, Бюл.М.
31. А. с.1278844 СССР, МКИ G 06F 7/62. Устройство для алгебраического суммирования частот двух импульсных последовательностей /А. Т. Бурков, Ю. И. Гусевский, М. В. Мажинский, И. С. Таловеров, В. И. Мишурниченко С СССР). -N3741953/24-24: Заявлено 15.05.84: Оpubл. 23.12.86, Бюл. N47.
32. А.с.1281455 СССР, МКИ В 60L 9/28. Устройство для привода автономных средств /В. Н. Иваненко, А. П. Пимонов, С. И. Рогачев, Ю. И. Гусевский, Э.Г.Евзикова СССР). -N3917864/31-11: Заявлено 27.06.85, Оpubл. 07.01.87, Бюл. 1.
33. А.с.1294658 СССР, МКИ В 60L 15/20. Устройство для регулирования тепловозного асинхронного электропривода с преобразователем тока /Ю. И. Гусевский, С. Н. Полторак (СССР). -N3935103/25-11: Заявлено 30.07.85: Оpubл. 07.03.87, Бюл. N9.
34. А. с. 1317611 СССР, МКИ Н 02М 7/155, 7/515. Многоканальное устройство для фазового управления тиристорным преобразователем / В. М. Юликов, В. С. Строков, С. Н. Полторак, Ю. И. Гусевский, Ю.

- С. В. Шилов С СССР).-N3952510/24-07: Заявлено 04.07.85: Оpubл. 1987, Бюл. N37.
36. А.с.1343530 СССР, МКИ Н 02Р 3/22. Устройство для торможения асинхронного электродвигателя /А. Д. Степанов, В.И.Андерс, М.Г. Колобов, А.А.Багатин, Ю. И.Гусевский, В.Г.Грапонов, В.А.Лопатин, С. В. Шилов С СССР).-N3952510/24-07: Заявлено 04.07.85: Оpubл. 1987, Бюл. N37.
37. А. с. 1364507 СССР, МКИ В 60L 9/16. Тяговый электропривод переменного тока транспортного средства /Ю.И.Гусевский, В. Н. Иваненко, С. И. Рогачев, В. С.Марченко С СССР). -N3941369/31-11: Заявлено 27.06.85: Оpubл. 07.01.88, ВкуI.NI.
38. А. с. 1372457 СССР, МКИ Н 02Н 7/122. Способ защиты автономного инвертора напряжения /А. Т. Бурков, Ю. И. Гусевский, С. Н. Полторак, О.И.Шатнев (СССР).- N4044075/24-07: Заявлено 28.03.86: Оpubл. 07.02.88, Бюл. N5.
39. А. с. 1398021 СССР, МКИ Н 02Н 7/10. Датчик состояния тиристора мостового преобразователя / Ю. И. Гусевский, С. Н. Полторак, О. И. Шатнев, Е.М. Эрлих С СССР).-N4155434/24-07: Заявлено 04.12.86: Оpubл. 23.05.88, Бюл. N19.
40. А. с. 1441347 СССР, МКИ 4G 05B 7/02. Устройство сопряжения функциональных блоков систем управления /Л.В.Бушевская, П. В. Гусев, Ю. И. Гусевский, Е. В. Дискант, Г. И. Загарий, В. С. Коновалов, Б. С. Левочкин, А. В. Мамонов, Б. Т. Сытник, С. Н. Полторак С СССР).- N4122745/24-24: Заявлено 22.09.86: Оpubл. 30. И. 88, Бюл. N44.
41. А. с. 1532353 СССР, МКИ В 60L 11/06. Тяговый электропривод транспортного средства / Г. А. Михневич, В. С. Марченко, Ю. И. Гусевский, В. М. Шарлай, Е. М. Эрлих, Г. А. Пупынин, В. И. Мирошниченко, А. А. Будницкий, Ю. М. Перегудов, Ю. А. Варегин, С. А. Чулак С СССР). -

- тояния тиристорного плеча преобразователя /Ю. И. Гусевский, С. Н. Полторак, Т. Е. Роговой, Е. М. Эрлих (СССР). -N4322123/24-07: Заявле-
- но 14.09.87: Оpubл. 23.07.90, Бюл. N27.
43. А. с. 1672546 СССР, МКИ H02M 7/525. М-фазный инвертор/Н. В. Панасенко, Ю. И. Гусевский, С. Н. Полторак, В. С. Марченко, Я. А. Таре, Е. М. Эрлих, В. Н. Сушков (СССР). -N4667449/07: Заявлено 27.03.89: Оpubл. 23.08.91, Бюл. N31.
44. А. с. 1675999 СССР, МКИ H 02H 7/10. Датчик двухфазного опрокидывания тиристорного инвертора напряжения / Ю. И. Гусевский, С. Н. Полторак, А. Б. Волохов, Л. Н. Золотухина (СССР). -N4651698/07: Заявлено 14.02.89: Оpubл. 07.09.91, Бюл. N33.
45. А. с. 1696329 СССР, МКИ В 60L 11/06. Тяговый электропривод /Буханевич Г. И. (СССР). - N4361132/11: Заявлено 07.01.88: Оpubл. 07.12.91. Бюл. N45.
46. А. с. 1705999 СССР, МКИ H 02P 9/30. Регулятор напряжения для электромашинного генератора /Ю. И. Гусевский, В. И. Казьмин, В. Л. Киселева, А. А. Будницкий (СССР). -N4687206: Заявлено 10.05.89: Оpubл. 15.01.92, Бюл. N2.
47. А. с. 1758808 СССР, МКИ H 02M 7/515. Мостовой m-фазный инвертор / Ю. И. Гусевский, Г. Н. Коваливкер, Н. В. Панасенко, С. Н. Полторак (СССР). - N4747348/07: Заявлено 09.10.89: Оpubл. 30.08.92, Бюл. N32.
48. Баранов Е. Н. Система регулирования теплоэлектрического привода транспортной машины с автоматическим поиском режима максимальной топливной экономичности. //Известия АН СССР "Энергетика и транспорт". -1972. -N5. -С. 122-128.
49. Бахвалов Н. С. Численные методы. М.: "Наука" т. 1, 1975.- 631 с.
50. Вецольд К. Х. и др. Применение выключаемых тиристоров на элект-

- характеристики макетного тепловоза типа ТЭ120 с электропередачей переменного тока //Труды ВНИТИ "Совершенствование электрических передач тепловозов", Коломна.-1980.-вып. 51.-С. 23-31.
52. Будницкий А.А. Основные направления развития электрических передач тепловозов //Труды ВНИТИ, Коломна, 1977,-вып. 45.-С. 3-13.
53. Будницкий А. А., Перегудов Ю.М. и др. Схемные решения,улучшающие тяговые показатели тепловоза с электрической передачей //Труды ВНИТИ, Коломна, 1977.-вып. 45.-С. 29-37.
54. Бурков А. Т., Гусевский Ю. И., Полторак С. Н., Строков В. С. Анализ противоаварийных состояний в тяговом автономном инверторе напряжения методом двух составляющих //Труды ВНИТИ, Коломна, 1985.-вып.61.-С.65-71.
55. Быков Ю.М. и др.Модели систем с вентильными преобразователями на различных этапах их разработки //Тезисы докл. 3 Всес. н.-т. совещания "Применение вычислительной техники для исследования и автоматиз. проект, преобразователей".-М.-1989.-С. 20-21.
56. Быков Ю. Г.,Литовченко В. В. Тяговые качества асинхронных двигателей локомотива //Железнодорожный транспорт.- 1980.- №9.- С. 33-35.
57. Быков Ю. Г., Михайлов С.А. Автономный инвертор напряжения с тиристорами в цепях обратного тока // ЭП "Тяговое и подъемно-транспортное электрооборудование". -1975. -вып. 71 40] . -С. 15-16.
58. Вайгель В. Д. Микропроцессорные системы управления тяговым подвижным составом //ZEV - Glasers Annalen,1983.-№8/9.-С. 305-312.
59. Верхогляд В. Е., Должиков Ю. М., Скрипников А. Ф., Гусевский Ю. И., Евзикова Э. Г., Каминский В. М., Лузан В. П., Корнеев Е. А., Чулак С. А.,
Хавина В. Д., Усенко Л. Т. Тепловозное электрооборудование зарубежных стран // ЭП" Тяговое и подъемно-транспортное электрооборудование" . -1974. - №2126] . -С. 18-24.

- Евзикова Э. Г., Каминский В. М., Лузан В. П., Корнее Е. А., Чулак С. А. „
- Хавина В. Д., Усенко Л.Т. Тепловозное электрооборудование зарубежных стран // ЭП"Тяговое и подъемно-транспортное электрооборудование" . -1974. - N3E 27]. -С. 18-24.
61. Верховгляд В. Е. „ Должиков Ю. М., Скрипников А. Ф., Гусевский Ю. И. , Евзикова Э. Г., Каминский В.М.,Лузан В. П., Корнее Е. А., Чулак С. А., Хавина В. Д.,Усенко Л.Т. Тепловозное электрооборудование зарубежных стран // ЭП"Тяговое и подъемно-транспортное электрооборудование" . -1974. - N4C 28]. -С. 18-22.
62. Вотчицев Г.М., Иньков Ю. М., Репный А. С. Повышение устойчивости режимов работы автономного источника питания в тяговой системе электроснабжения // ЭП "Тяговое и подъемно-транспортное электрооборудование". -1982. -вып. 4C 82]. -С. 1-2.
63. Гаврилов П. Д., Ешин Е. К. Выбор управления асинхронными электродвигателями //Известия ВУЗ'ов "Электромеханика", 1975.- N1.- С. 50-55.
64. Гаккель Е. Я. и др. Проектирование систем автоматического управления и защиты тепловоза. – М. Транспорт, 1979.
65. Гес В., Кюллер Г. Применение микро-ЭВМ на подвижном составе // "Elektrische Bahnen,1980.- N3.- С. 81-88.
66. Гнездилов В.В. Исследование свойств и характеристик тепловозной электропередачи переменного тока с непосредственным преобразователем частоты: Дис- канд. техн. наук. -М., 1976. -180 с.
67. Голубничий В.В., Гусевський Ю. І., Шпіка М. І. Розробка методики експериментальних досліджень тиристорного електропривода змінно-постійного струму // Тези доповідей 58 науково-технічної конференції кафедр академії та спеціалістів залізничного транспорту Харків, 19-21 листопада 1996).-Харків.-1997.-С. 16-17.
68. Голубничий В.В., Шевченко С.В., Гусевський Ю.І. Дослідження еле-

- постійного струму у режимі тягана імітаційній моделі // Тези доповідей 58 науково-технічної конференції кафедр академії та спеціалістів залізничного транспорту (Харків, 19-21 листопада 1996).- Харків.- 1997.- С.19,20.
69. Горлов И. В., Мельников В. И., Семенов Н. П. Потери в обмотках асинхронной машины от высших гармонических при питании от автономного инвертора напряжения // Сборник трудов ЛИИЖТ "Повышение надежности и эффективности полупроводниковых преобразователей в устройствах электрического ж. д. - СПб, 1992.- С. 43-46.
70. Гусев Б. Я., Белов Б.В., Тычкин Е.П. Влияние высших гармоник поля на работу асинхронного двигателя при питании от тиристорного преобразователя частоты //ЭП "Электрические машины".- 1979.- вып. 4[98].-С. 7-9.
71. Гусев П. В., Гусевский Ю. И., Дубровский А. В. , Загарий Г. И., Мамонов А. В., Марченко В. С., Озерной Н. Ф., Полторак С. Н. Микропроцессорный контроллер возбуждения агрегата тепловоза // Сб. научных трудов "Тепловозное и энергетическое электрооборудование". -Харьков: НИИ завода "Электротяжмаш".- 1989.- Вып. 1.- С. 13-21.
72. Гусев П. В., Гусевский Ю. И., Загарий Г. И., Панасенко Н. В., Полторак С. Н. Адаптивные микропроцессорные контроллеры систем вентильного электропривода электровозов и тепловозов с тяговыми асинхронными двигателями //Тезисы докладов Всесоюзной научно-технической конф. "Проблемы создания подвижного состава с асинхронными двигателями" (Москва, 4-5 февраля 1986) .-М.-С. 124-126.
73. Гусев П. В., Гусевский Ю. И., Загарий Г. И., Мамонов А. В., Полторак С. Н. Оптимизация системы управления тяговым электрооборудованием тепловозов //Тезисы докладов школь-семинара "Микропроцессоры в системах связи и управления" (Алушта, 16-20 сентября 1986) . -Харьков. - 1986. -С.
74. Гусевский Ю.И. Инвариантное управление тиристорными выпрями-

- телями в условиях изменяющихся напряжении и частоте источника питания: // Информационно - управляющие системы на железнодорожном транспорте.-1997.- №3.-С.35-38.
75. Гусевский Ю. И. Исследование системы управления статическим инвертором автономного локомотива и ее элементов: Дис- канд. техн. наук. -М., -1968. -192 с.
76. Гусевский Ю.И. Методика расчета тяговых и регулировочных характеристик асинхронного электропривода автономного локомотива // Тезисы докладов 9-й международной школы-семинара "Перспективные системы управления на железнодорожном, промышленном и городском транспорте " (. Алушта, 13-21 сентября 1996). -Информационно-управляющие системы на железнодорожном транспорте.- 1996.-№3,4.-С. 75.
77. Гусевский Ю. И. Повышение эффективности тягового электропривода переменного тока с микропроцессорным управлением // Тезисы докладов республиканской конф. "Микропроцессорные системы связи и управления на железнодорожном транспорте" (Алушта, 17-21 сентября 1990).-Киев.-1990.-С. 4-5.
78. Гусевський Ю. І. Про вибір оптимальних режимів сумісної роботи двофазних АІН та АД //Тези доповідей 57 науково-технічної конференції кафедр академії та спеціалістів залізничного транспорту (Харків,21-23 листопада 1995).-Харків.-1995.-С. 17-18.
79. Гусевский Ю. И. Проблемы создания тягового электропривода на базе двухфазных асинхронных электродвигателей //Тезисы докладов школы-семинара "Микропроцессорные системы связи и управления на железнодорожном транспорте " (Алушта, 7-18 сентября 1994).- Харьков.- 1994.- С.23.
80. Гусевский Ю.И. Выбор параметров кривой фазного напряжения двухфазного тягового блока АИН-АД: // Информационно-управляющие системы на железнодорожном транспорте.-1998.-№6.-С. 69-72.

81. Гусевский Ю. И. Регулировочные характеристики гибридных тиристорных выпрямителей в управляемом режиме: // Информационно - управляющие системы на железнодорожном транспорте. - 1997.- N 5/6. -С. 66-70.
82. Гусевский Ю.И. Регулировочные характеристики полууправляемых гибридных выпрямителей, работающих в неуправляемом и полууправляемом режимах : // Информационно - управляющие системы на железнодорожном транспорте.-1997. - N4.-С. 70-75.
83. Гусевский Ю.И. Способы и устройства формирования сигналов обратной связи в электропередачах тепловозов с асинхронными двигателями. Обзорная информация //Серия 10. Электрооборудование подъемно-транспортных средств. Тяговое и крановое электрооборудование. С Электровозы. Напольный электротранспорт", Информэлектро. -Москва. -1983. -Вып. 4. -С. 1-40.
84. Гусевский Ю. И. ,Аржаной О. А., Шевченко С. В. К вопросу о создании унифицированных исполнительных устройств силовой электроники для микропроцессорных систем управления тяговым электроприводом //Тезисы докладов республиканской конф."Микропроцессорные системы связи и управления на железнодорожном транспорте" (Алушта, 21-30 сентября 1991).-Киев.-1991.-С. 10-11.
85. Гусевский Ю. И., Аржаной О.А., Шевченко С. В. САР тяговой электропередачи тепловоза ТЭП70 с бортовой микроЭВМ //Тезисы докладов республиканской конф."Микропроцессорные системы связи и управления на железнодорожном транспорте" (Алушта, 18-25 сентября 1992).-Киев.-1992.-С. 5-6.
86. Гусевский Ю. И., Верховгляд В. Е., Марченко В, С., Носков В. И. Измерение тока на выходе автономных инверторов напряжения //ЭП "Преобразовательная техника". -1974.-N11С 581. -С. 8-11.
87. Гусевский Ю. И., Загарий Г. И., Марченко В. С., Панасенко Н. В. Выбор рациональной структуры САР тиристорного электропривода пере-

- менно - постоянного тока перспективных автономных локомотивов
// Тезисы докладов 9-й международной школы-семинара "Перспективные системы управления на железнодорожном , промышленном и городском транспорте" (Алушта, 13-21 сентября 1996).-Информационно-управляющие системы на железнодорожном транспорте.- 1996.-№3,4.-С. 74,75.
88. Гусевский Ю. И., Зализняк В. П., Носков В. И., Капинус В. С., Строков В.С. Вопросы моделирования системы инвертор напряжения-асинхронный двигатель-нагрузка в тяговом электроприводе тепловоза
// Труды ВНИТИ "Исследование узлов и агрегатов тепловозов."
-Коломна.- 1978.- Вып. 47.-С. 125-133.
89. Гусевский Ю. И., Заполовский Н. И., Капинус В. С., Мажинский М. В. Исследовательский комплекс на базе аналого-физической модели асинхронного тягового электропривода тепловоза для проведения испытаний натуральных САР электропривода в режимах тяги и торможения // Тезисы докладов Всесоюзной научно-технической конф. "Проблемы создания подвижного состава с асинхронными тяговыми двигателями" С Москва, 4-5 февраля 1986).-М.-С. 99-101.
90. Гусевский Ю. И., Заполовский Н. И., Капинус В. С., Мажинский М. В. Специализированный исследовательский комплекс для анализа и синтеза частотно-регулируемых систем тягового электропривода
//Тезисы докладов республиканской конф. "Функционально-ориентированные вычислительные системы" (Харьков,28-30 мая 1986).- Харьков: ХПИ. -1986. -С.
91. Гусевский Ю. И., Иваненко В. И., Пимонов А. П., Рогачев С. И., Ткаченко А. Н. К вопросу о генераторном торможении асинхронного тягового двигателя при ограничении по магнитному потоку // Вестник ХПИ "Электромашиностроение и автоматизация промышленных предприятий". -Харьков,1983. -№206, вып. 8. -С. 29-31.
92. Гусевский Ю. И., Иваненко В. Н., Рогачев С. И. Перспективы исполь-

- зования двухфазных асинхронных двигателей в тяговом электроприводе // Вестник Харьковского политехнического института.- 1987. -вып. 247. -С. 5-7.
93. Гусевский Ю.И., Иванова В. Н. Исследование устойчивости системы регулирования генератора энергоснабжения тепловоза ТЭ120 //ЭП "Тяговое и подъемно-транспортное электрооборудование".-1982.- ы2С 80]. -С. 4-6.
94. Гусевский Ю. И., Иванова В. Н., Храменков С. А. Система энергоснабжения собственных нужд тепловоза ТЭ120 //Исследование электрических передач.- Труды ВНИТИ.- Коломна.- 1977.- Вып.45.-С. 152-156.
95. Гусевский Ю. И., Каблов А. Г., Куракин В. В., Марченко В. С., Полторак С. Н. Базовый комплект бортовой микро-ЭВМ для автоматизации тяговых электроприводов // Тезисы докладов II Международной научно-технической конф. "Проблемы создания подвижного состава с асинхронными тяговыми двигателями" (Рига, **5-7** февраля 1990).- М.: Информэлектро. - 1990. -С. 61,62.
96. Гусевский Ю. И., Калмыков В. С., Мажинский М. В. Применение интегральных микросхем в системе регулирования тепловоза с асинхронным электроприводом // Тезисы докладов на теоретическом семинаре "Исследование и совершенствование тепловозной тяги, системы технического обслуживания и ремонта тепловозов". - М: ВНИИЖТ. -1979. -С.
97. Гусевский Ю. И., Киселева Б. Л. Анализ работы магнитно-транзисторного преобразователя частоты //Труды НИИ завода "Электротяжмаш" . -Харьков. - 1972. -N4. -С. 36-47.
98. Гусевський Ю. І., Коган В.А., Панасенко М.В. Синтез та аналіз форми вихідної* напруги АІН з виключеними гармоніками третього, п'ятого та сьомого порядків // Тези доповідей 58 науково-технічної' конференції кафедр академії та спеціалістів залізнич-

- ного транспорту (Харьков, 19–21 листопада 1996).–Харьков.–1997. –С. 16.
99. Гусевский Ю. И., Мажинский М. В., Алексеев В. М. Защита тепловозных генераторно-выпрямительных установок //Труды ВНИТИ "Исследование узлов и агрегатов тепловозов".– Коломна.–1978.– Вып.47. –С. 134–140.
100. Гусевский Ю.И.,Мажинский М. В., Капинус В. С., Юликов В.М.Устройство для измерения токов автономного трехфазного тягового инвертора //Труды ВНИТИ, Коломна 1985.–вып. 61.–С. 47–52.
101. Гусевский Ю. И., Мажинский М. В., Полторак С. Н. Тяговый асинхронный электропривод макетного образца тепловоза ТЭ120 // Тезисы докладов Всесоюзной научно-технической конф. "Проблемы создания подвижного состава с асинхронными тяговыми двигателями" (Москва, 4–5 февраля 1986).–М.–С. 16–18.
102. Гусевский Ю. И., Мажинский М.В., Полторак С. Н. Вопросы регулирования электропередачи переменного тока //Тезисы докладов Всесоюзной научно-технической конф. "Создание локомотивов большой мощности и повышение их технического уровня" С Ворошиловград, 13–15 октября 1981).–Москва, 1981.–С. 165.
103. Гусевский Ю. И., Мажинский М. В., Полторак С. Н., Тараненко А. Н. Комплектное устройство регуляторов опытного тепловоза 2ТЭ120 // Тезисы докладов Всесоюзной научно-технической конф. "Создание и техническое обслуживание локомотивов большой мощности" (Ворошиловград, 21–23 мая 1985).–Ворошиловград.–С. 154.
104. Гусевский Ю. И., Марченко В. С., Милованов Ю. М. Обзор современных систем асинхронного электропривода со статическими преобразователями // ЭП "Тяговое и подъемно-транспортное электрооборудование" . – 1973. –N7Е 22] . –С. 12–14.
105. Гусевский Ю. И., Марченко В. С., Михневич Г. А., Полторак С. Н. Построение микропроцессорных средств управления и защиты тяго-

- вого электрооборудования тепловозов // Тезисы докладов школы-семинара "Микропроцессоры в системах связи и управления" (Алушта, 16-20 сентября 1986).-Харьков. -1986.-С.
106. Гусевский Ю. И., Марченко В. С., Озерной Н. Ф. Проблемы развития автоматизированного тягового электропривода переменного тока с микропроцессорным управлением //Тезисы докладов III Всесоюзной научно-технической конф. " Проблемы развития локомотивостроения" С Ворошиловград,13-15 октября 1990).-Ворошиловград: ВМСИ.-1990.-С. 106-107,
107. Гусевський Ю.І.,Маслова О.М. Розрахунок фазних струмів у системі "Двофазний АІН - двофазний АД" методом двох складаючих //Тези доповідей 58 науково-технічної конференції кафедр академії та спеціалістів залізничного транспорту (Харьков, 19-21 листопада 1996).- Харьков.-1997.-С. 17-18.
108. Гусевский Ю. И., Милованов Ю. М., Носков В. 14., Тараненко А. Н. Система автоматического регулирования электропередачи тепловоза с выпрямительно-инверторным преобразователем частоты и тяговыми асинхронными короткозамкнутыми двигателями //ЭП"Тяговое и подъемно-транспортное электрооборудование".- 1974.-N1 [251.-С. 14,15.
109. Гусевский Ю. 14. Распределение магнитного потока в воздушном зазоре АД при несинусоидальном питании: // Информационно-управляющие системы на железнодорожном транспорте. - 1998. - N3. - С. 86-88.
110. Гусевский Ю. 14., Носков В. И., Мажинский М. В., Калмыков В. С. Измерение магнитного потока тягового асинхронного электродвигателя //ЭП"Тяговое и подъемно-транспортное электрооборудование".-1979. -N2С 62]. -С. 14-17.
111. Гусевский Ю.И.,Носков В.И.,Хижняков В.Г.Регулирование частоты задающего генератора тягового асинхронного электропривода в

- режиме выбега // Труды ЛИЖТ "Исследование систем импульсного и частотного регулирования электрического подвижного состава", вып.368.-Ленинград.-1974. -С. 32-38.
112. Гусевский Ю. И., Озерной Н. Ф., Полторак С. Н. Проблемы развития автоматизированного тягового электропривода // Тезисы докладов школы-семинара "Микропроцессорные системы связи и управления на железнодорожном транспорте" (Киев, 20-21 июня 1989).- Харьков. -1989. - С.
113. Гусевский Ю. И., Панасенко Н. В., Гаращенко А. П. Перспективы применения двухфазных асинхронных электродвигателей в автоматизированных системах электрического транспорта //Тезисы докладов II международной конференции "Состояние и перспективы развития электроподвижного состава "(Новочеркасск, 4-8 июня 1997). -Новочеркасск. -1997. -С. 41,42.
114. Гусевский Ю. И., Панасенко Н.В., Шевченко С.В. Выбор структуры и алгоритмов САР тягового электропривода дизель-поезда с НПЧ и двухфазными АД //Материалы 8й междунар, школы-семинара"Перспективные системы управления на железнодорожном, промышленном и городском транспорте"(Алушта, 17-18 сентября 1995).-Харьков. - 1995.-С.
115. Гусевский Ю. 1/1., Панасенко Н. В., Шевченко С. В. Система автоматического регулирования асинхронного электропривода дизель-поезда в режиме торможения //Тезисы докладов 10-й международной школы-семинара "Перспективные системы управления на железнодорожном, промышленном и городском транспорте" (Алушта, 10-18 сентября1997). - Информационно-управляющие системы на железнодорожном транспорте.- 1997.- N4.-С.82.
116. Гусевский Ю. И., Полторак С.Н. Аврийные режимы и устройства защиты автономного тягового электропривода переменного тока. Обзорная информация. //Информэлектро "Тяговое и крановое элект-

- рооборудование. Электровозы. Напольный транспорт". -ТС-10. -Москва. -1982. -С. 1-20.
117. Гусевский Ю. И., Полторак С.Н. Перспективы построения микропроцессорных систем управления тепловозами //Тезисы докладов 49 научно-технической конф. ХИИТ.-Харьков,1987.-С.
118. Гусевский Ю. И., Полторак С.Н.,Мажинский М.В. Расчет фазных токов инвертора методом двух составляющих // ЭП "Тяговое и подъёмно-транспортное электрооборудование".-Москва. Информэлектпро. -1984. -вып. 6L 96] . -С. 1-40.
119. Гусевский Ю. И., Рогачев С. И., Ткаченко А. Н. Экспериментальное исследование тормозных режимов тяговых асинхронных двигателей // Тезисы докладов Республиканской научи.-техн. конф."Перспективы развития электромашиностроения на Украине".-ч.1.Синхронные и асинхронные машины.-Харьков.-1983.-С. 52.
120. Гусевский Ю. И., Типикин А.П. Исследование динамики макета тепловозной электропередачи переменного тока // Труды НИИ завода "Электротяжмаш". -Харьков.-1971.-N2.-С. 168-180.
121. Гусевский Ю. И., Чернышев А.А. Анализ электромагнитных процессов в инверторе напряжения //Труды НИИ завода "Электротяжмаш". -Харьков. -1971. -N2. -С. 7-18.
122. Гусевский Ю. И., Шевченко С.В. Метод построения инвариантных систем управления управляемыми выпрямителями //Тезисы докладов 10-й международной школы-семинара "Перспективные системы управления на железнодорожном, промышленном и городском транспорте" С Алушта, 10-18 сентября 1997).-Информационно-управляющие системы на железнодорожном транспорте.-1997.-N4.-С. 89.
123. Гусевський Ю. І., Шевченко С.В. Про регулювання тягового електропривода дизель-поїзда з двофазними АД // Тези доповідей 57 науково-технічної конференції кафедр академії та спеціалістів залізничного транспорту С Харьков, 21-23 листопада 1995).-Харь-

- ков. -1995. -С. 15,16.
124. Гусевский Ю. И., Юликов В. М., Строков В. С., Полторак С. Н. Исследование системы возбуждения синхронных генераторов тепловоза на базе полностью управляемых выпрямителей в нормальных и аварийных режимах // Сборник научных трудов МЭИ "Разработка систем управления электрооборудования и энергоснабжения электрического и автономного транспорта". - Москва.-1987.-N136.- С. 40-45.
125. Даниленко А. Ф., Дмитриенко В.Д., Заполовский Н. И. Математические модели оптимальных систем управления тяговым асинхронным приводом тепловозов // "Электронное моделирование".-1991.- 13, N2.-С. 40-44.
126. Даниленко А. Ф., Заполовский Н. И., Марченко В. С., Гусевский Ю. И., Зализняк В.П. Система управления режимами работы тепловоза // Тезисы докладов Всесоюзной научно-технической конф. "Создание и техническое обслуживание локомотивов большой мощности" (Ворошиловград, 21-23 мая 1985).-Ворошиловград.-С. 141.
127. Дацковский Л. Х., Карагодин М.С. и др. Принципы построения систем регулирования асинхронных электроприводов с инверторными преобразователями частоты //ЭП. "Электропривод", 1974. - вып. 5[31].- С.28-32.
128. Ефимов А. А. Анализ асинхронного двигателя как элемента системы автоматического регулирования //ЭП "Электропривод".-1981.- вып. 1С 981. -С. 4-6.
129. Зализняк В. П., Капинус В. С., Будницкий А. А., Гусевский Ю. И., Носков В. И. Исследование на АВМ электропередачи тепловоза ТЭ120 в режиме тяги // Труды ВНИТИ "Исследование узлов и агрегатов тепловозов". -Коломна. - 1978.-Вып. 47. -С. 148-153.
130. Защита преобразователя плавкими предохранителями на электропоезде ET25 фирмы Brush (Великобритания).- Бюллетень технике-

- экономической информации ЦНИИТЭИ МПС, 1969.— №5. — С. 33-34.
131. Иваненко В. Н., Гусевский Ю. И., Рогачев С. И., Пимонов А. П., Евзикова Э. Г. Пульсации электромагнитного момента при несинусоидальном питании асинхронного двигателя. // Тезисы докладов Всесоюзной научно-технической конф. "Проблемы создания подвижного состава с асинхронными тяговыми двигателями (Москва, 4-5 февраля 1986). -1986.-М. -С. 65-67.
132. Иваненко В. Н., Рогачев С. И., Пимонов А. П., Гусевский Ю. И., Евзикова Э. Г. Пульсация электромагнитного момента при несинусоидальном питании асинхронного двигателя // Известия ВУЗ'ов "Электромеханика".- 1985. -№9. -С. 46-51.
133. Ильин О. П., Панасюк А.И. Исследование переходных электромагнитных процессов в асинхронном короткозамкнутом двигателе // Известия ВУЗ'ов "Энергетика", 1974.-№2.- С.46-51.
134. Иньков Ю. М., Литовченко В.В. Выходные преобразовательные устройства подвижного состава с асинхронными тяговыми двигателями //ЭП "Преобразовательная техника".-1983.- вып. 3Л1491.-С. 8-13.
135. Иньков Ю. М., Литовченко В.В., Шаров В.А. Асинхронные тяговые двигатели на железнодорожном транспорте //Электротехника. - 1994. -№3. -С. 22-23.
136. Иоспа З. С., Чаусов О.Г. и др. Преобразователь частоты для магистрального тепловоза с тяговыми асинхронными двигателями //ЭП "Преобразовательная техника". -1977. -№11С94]. -С. 15-18.
137. Исаакян К. Г., Миндлин А.Б. Управление тяговыми асинхронными двигателями с оптимальными энергетическими показателями //ЭП "Тяговое и подъемно-транспортное электрооборудование".-1975.- вып. 7Е 40]. -С. 3-5.
138. Каменецкий Б. Г., Бурьяница В. И. Аварийные режимы и защиты тепловозных выпрямительных установок.- Вестник ВНИИЖТа, 1980.-

- С, 14-18.
139. Копылов И. П. Математическое моделирование электрических машин. -М.: Высшая школа, 1987. - 248 с.
140. Колесник И.К., Кузнецов Т. Ф. и др. Электропередачи тепловозов на переменном-постоянном токе.- М. Транспорт,1978.-С.149.
141. Кондратюк В. Н., Брайловский М. И., Чуйко В. П. Влияние коммутационных искажений сети на системы импульсно-фазового управления с арккосинусоидальной фазовой характеристикой //Электротехническая промышленность, серия "Преобразовательная техника".- N1211110].-1979.-С. 12-16.
142. Кононенко Е.В., Мещеряков Ю.Г. Законы экономичного частотного регулирования для асинхронного двигателя с насыщенной магнитной цепью //ЭП "Электрические машины".-1973. - вып. 9[311,- С. 26-29.
143. Кучумов В. А.Исследование характеристик вращающего момента тягового асинхронного двигателя //Вестник ВНИИЖТ. - 1982.- N8.- С. 29-32.
144. Лившиц М. И., Королев А. Н., Бабаев Н.Б.Математическая модель установившегося режима и схема замещения многофазного асинхронного двигателя //Электромеханика.-1990.-N8.-С. 6-10.
145. Мажинский М. В.,Гусевский Ю.И. Регулирование частоты в тяговом асинхронном электроприводе тепловоза ТЭ120 //Тезисы докладов Всесоюзной научно-технической конф. "Проблемы создания подвижного состава с асинхронными тяговыми двигателями" **С** Москва, 4-5 февраля 1986). -М.-1986.-С. 122-124.
146. Мандрыка О. Р. Повышение технического уровня электропередач тепловозов //Труды НИИ завода "Электротяжмаш".-Харьков.-1989.-N1.-С.3-5.
147. Мельников Е.В. и др. Принципы построения и основные направления развития систем импульсно-фазового управления тиристорами

- // "Электроэнергетика и автоматика". -1973. -N16. -С. 3-15.
148. Направление развития локомотивной и моторовагонной службы железных дорог ФРГ. -"ETR-Eisenbahntechnik Rdsch.", 1971, Bd. 20, N3, S.105-110.
149. Новиков Ю. Д., Бабин Ю. В. и др. К расчету статических характеристик асинхронного двигателя с учетом насыщения // Вестник ХПИ.-1978.- N144.- С. 10-13.
150. Основные направления развития тепловозной тяги во Франции // ЭИ. Локомотивостроение и вагоностроение.- 1971.- ВИНТИ, N22, реф. 155.
151. Офицеров В. Я., Бабокин Г. Н. Схема защиты тиристорного инвертора при его опрокидывании.-Электротехн. пром-сть. Сер. Преобразовательная техника, 1971. -Вып. 16.- С. 22-23.
152. Панасенко М. В., Гусевський Ю. І., Гаращенко А. П., Чистяк В. Г. Вибір раціональної структури тягового електропривода дизель-поїзда з БПЧ та двофазними АД // Тези доповідей 57 науково-технічної конференції кафедр академії та спеціалістів залізничного транспорту С Харків, 21-23 листопада 1995).-Харків. -1995.-С. 20-21.
153. Панасенко М. В., Гусевський Ю. І., Шпіка М. І. Розробка універсального стенду для теоретичних та експериментальних досліджень тягових електроприводів з перетворювачами частоти і двофазними асинхронними електродвигунами //Тези доповідей 57 науково-технічної конференції кафедр академії та спеціалістів залізничного транспорту С Харків, 21-23 листопада 1995).-Харків. -1995.-С. 16.
154. Панасенко М. В., Чистяк В. Г., Гусевський Ю. І. Проблеми створення швидкісних поїздів для залізниць України //Тези доповідей 58 науково-технічної конференції кафедр академії та спеціалістів залізничного транспорту С Харків, 19-21 листопада 1996).-Хар-

- ков.-1997.-С. 22,23.
155. Пармас Я. А. Проблемы создания бесколлекторного тягового привода //Железнодорожный транспорт.-1991.-N12.-С. 41-44.
156. Пармас Я. Ю. Формирование электромеханических характеристик асинхронного тягового двигателя с переменными параметрами ротора //Электромеханика. -1981. -N10.-С. 13-15.
157. Перегудов Ю.М. Имитационное моделирование при разработке систем регулирования электропередач тепловозов //Труды ВНИТИ "Средства автоматики на тепловозах и путевых машинах". Коломна, 1988.- вып. 67.- С. 3-15.
158. Писарев А. Л., Деткин Л. П. Управление тиристорными преобразователями. -М.: Энергия, 1975. -С.
159. Полторац С. Н. Методы расчета и способы реализации защит электропередачи тепловоза с асинхронными двигателями: Дис.канд. техн, наук: 05.22.07, 05.09.03. -Х., 1988. -201с.
160. Полторац С.Н., Гусевский Ю. И. Принципы построения защиты тягового инвертора локомотивов с асинхронными электродвигателями //Тезисы докладов Всесоюзной научно-технической конф. "Создание и техническое обслуживание локомотивов большой мощности". -Ворошиловград, 21-23 мая 1985.-С. 151.
161. Полторац С.Н., Гусевский Ю.И. Датчики состояния тиристорных плеч тяговых преобразователей//Вопросы разработки и эксплуатации автономных статических преобразователей подвижного состава.- Харьков: Межвузовский сборник научных трудов.- 1990.- С. 105-111.
162. Преимущества тяговых генераторов переменного тока.- "French Railway Tehn.", 1969, v.12, N4, p. 192-196.
163. Пречисский В. А., Новиков В.А. и др. Техничко-экономические аспекты применения в автономных локомотивах электропередач переменного тока без промежуточных преобразователей //Труды МЭИ, 1980.

- N493.- С. 128-132.
164. Пролыгин А. П., Брикман Я. А., Ковлер Д. Б., Миледин В. К. Релейный способ управления трехфазным мостовым выпрямителем в цепи возбуждения тягового синхронного генератора электромобилей и тепловозов //Электричество.-1981. -N9. -С. 48-53.
165. Пути дальнейшего развития тепловозной тяги на железных дорогах Великобритании.-"Mod Railways",1969, v.25, N249, p.280.
166. Размадзе Ш. М. Преобразовательные схемы и системы. - М.: Высшая школа, 1987.-527 с.
167. Разработка мощных тепловозов в Великобритании.-"Railway Transport",1969, v.18, N5, p. 24-26,30.
168. Ротанов Н.А.,Силаев В.А.Выбор рациональных значений индуктивных сопротивлений частотно-регулируемых асинхронных тяговых двигателей (АТД) //ЭП "Тяговое и подъемно-транспортное электрооборудование" . -1983. -вып. 1 [851. -С. 1-4.
169. Роффлер. М. Тепловоз серии Аш 6/6 Швейцарских федеральных железных дорог С SBB). -Железные дороги мира, 1979.- N1.- С. 3-12.
170. Рябинин Г. А.,Сыркин Б.Л. и др. Бесконтактная защита преобразовательной установки вагона метро с асинхронным тяговым приводом //Сборник трудов ЛИИЖТ "Вопросы реконструкции электрической тяги".- Л. ,1989.- С. 44-47.
171. Сандлер А. С., Сарбатов Р. С. Автоматическое частотное управление асинхронными двигателями. -М.: Энергия,1974. - 328 с.
172. Создание эффективных средств защиты тяговой электропередачи переменного тока: Отчет о НИР (заключительный), Научный руководитель темы Гусевский Ю. И. / НИИ завода "Электротяжмаш". - ОТХ. 127.949: N Гр 81064220. -Харьков, 1982.- 96 с.
173. Степанов А. Д., Андерс В. И.,Богатин А.А.Анализ работы асинхронного генератора с инвертором в режиме самовозбуждения //Элек-

- тричество. -1986. -М1. -С. 28-33.
174. Сыркин Б.Л. Метод расчета электромагнитных процессов в асинхронном двигателе при пуске его от автономного инвертора // Электромеханика. -1971. -N2. -С.177-184.
175. Тепловоз с электрической передачей серии СС72000 французских железных дорог. - //"French Rail Ntw",1969, v. 10, p.6-9.
176. Тепловоз 2ТЕ116УП /Перспект виставі "Залізничний транспорт України - 96".
177. Тепловоз Henschel-BBC серии D-2500 с асинхронными тяговыми двигателями.- "Glaser Ann.",1971, Bd 95, N9, s.285-288.
178. Тепловоз Henschel-BBC-DE-2500 с асинхронными тяговыми двигателями -"ERT-Eisenbahntechn.", 1971, Bd 20, Mil, s.441-459.
179. Тепловозы фирмы English Electric.- "Railway Gaz.", 1969,v.125, MN, p. 419-420,424.
180. Тихомиров В.Д. Исследование вентильного электропривода автономных локомотивов: Дис- канд. техн.наук. -М., 1970. -193 с.
181. Универсальный тепловоз с тяговым приводом трехфазного тока итальянских государственных железных дорог /Экспресс-информация (зарубежный опыт)"Конструирование и эксплуатация оборудования" . - ЦНИИТЭИтяжмаш, М., 1984. -Серия 5, вып. 12. -С. 1-5.
182. Участие в испытаниях экспериментального тепловоза с макетным образцом микропроцессорной системы управления: Отчет о НИР (заключительный), Научи, руководитель Гусевский Ю.И./ НИИ завода "Электротяжмаш". - БИЛТ. 650076/104: М Гр 01.870041084.- Харьков, 1990.- 147 с.
183. Феоктистов В. П., Сорокин С.В. Структура систем автоматического регулирования тяговых электроприводов // Сборник научных трудов МЭИ. -Москва. -1990. -М238. -С. 44-48.
184. Хасаев О. И. Транзисторные преобразователи напряжения и частоты.-М.: Наука,1966.-176 с.

1. 5.Чернышев А.А., Гусевский Ю.И. Компенсация реактивной энергии многодвигательного привода с инвертором // Труды НИИ завода "Электротяжмаш". -Харьков. - 1971. -N2. -С. 152-157.
186. Шатнев О. И., Чаусов О.Г. и др. Расчет электромагнитных процессов асинхронного двигателя при питании автономного инвертора напряжения от источника ограниченной мощности // Межвузовский сборник научных трудов ХИИТ. -1990.- N12.- С. 27-35.
187. Шибалов А. А. Методика расчета статических механических характеристик асинхронного электропривода //"Сборник научных трудов Куйбышев, политехи, ин-т".-1980.-N11.- С. 148-153.
188. Шрейнер Р. Т., Кривицкий М. Я. Оптимальное по минимуму потерь частотное управление асинхронным электроприводом в электро-механическом переходном процессе //Известия ВУЗ'ов "Электро-механика" , 1975.-N1. - С.75-81.
189. Шрейнер Р. Т., Поляков В. Н. К выбору законов частотного управления асинхронными электроприводами // "Электроэнергетика и автоматика" Кишинев, 1975.-N23. - С. 3-17.
190. Электрические передачи переменного тока тепловозов и газотурбовозов / А. Д. Степанов, В. И. Андерс, В. А. Пречисский, Ю. И. Гусевский . -М.: Транспорт, 1982.- 255 с.
191. Электрические трансмиссии пневмоколесных транспортных средств /Ефремов И. С., Пролыгин А. П., Андреев Ю. М., Миндлин А. Б. /. -М.: Энергия, 1976.-256 с.
192. Электроподвижный состав с асинхронными тяговыми двигателями /Ротанов Н. А., Курбасов А. С., Быков Ю. Г., Литовченко В. В. / Под ред. Б. Б. Тимофеева. -М.: Транспорт, 1991. -329 с.
193. Эпштейн И. И. Автоматизированный электропривод переменного тока. -М.: Энергоиздат, 1982. -192 с.
194. Эффективность технических систем /Под общ. ред. В. Ф. Уткина, Ю.В.Крючкова. - М.: Машиностроение, 1988. - Т3. - 328с.

195. Эпштейн И. И. Статические характеристики асинхронного двигателя при частотном регулировании //ЭП "Электропривод", 1975.- вып. 21371.-С. 15-17.
196. Ahola J. Dieselelektrische Lokomotive Drl6 mit Drehstromantriebsstechnik der Finnischen Staatsbahnen //Elek. Bahnen.-1988. - 86, n3. -S. 101-109.
197. Bayer Karl-Heinz. Система TRANSVEKTOR - для регулирования электроприводов переменного тока // "Z. Eisenbahn.und Verkehrstechn. Glas. Ann.", 1980.- 104, N8-9.-С. 201-298.
198. Bendlgn Johan, Freglen Gert и др. Трехфазный тяговый электропривод для подвижного состава //Elek. Bahnen.-1992.-90, N11.- С.335-343.
199. Dash 8 prototyps start to roll of GE's production line//Railway Gazett International.-1984.- P.965-966.
200. Gratzfeld P. Современные дизель-электрические локомотивы с инверторами на запираемых тиристорах //ETR.Eisenbahuteehn Rdsch. -1989. -88,С. 745-750.
201. Edward A. Контур регулирования скольжения асинхронного двигателя // "IEEE-IAS 13th Annu. Meet., Toronto, 1978. Conf. Rec." New York, N. Y., 1978. -С. 1063-1065.
202. Fischer J.W. Тепловоз типа F69PH с электропередачей трехфазного переменного тока //Elek. Bahnen.-1990.-88, N3.-С. 71-75.
203. F. Hafner Электрооборудование дизель-поезда серии 610 //Elek. Bahnen.-1993.-N7. -С. 228-336, N8. -С. 265-271.
204. F. Hafner Электрооборудование дизель-поезда серии 610 //Elek. Bahnen. -1993.-N8. -S. 265-271.
205. Harer Andreas. Преобразователи на запираемых тиристорах для высокоэффективных тяговых приводов //Rail Eng.Int...-1992.-21, N3.-С. 8-11.

206. Iida S., Masukawa S., Kubota Y. Improved Voltage Source Inverter With 18-Step Output Waveform //IEEE Ind.Appl.Magazine. - 1998.- Vol.4, M1.- P. 58-65.
207. Jangweiler Frank, Richter Martin. Flusserfassung in asynchrone Maschinen // "Siemens-Zeitschrift", 1971.-45- S.768-771.
208. Kratz Gerhard. Тяговые двигатели и тяговый привод электроподвижного состава с асинхронными тяговыми двигателями // "Z. Eisenbahn. und Verkehrstechn. Glas. Ann.", 1980.- 104, N8-9.- S. 283-290.
209. Krogh Jan. Норвежские железные дороги заказывают локомотивы с асинхронным тяговым приводом // "Elektro", 1980.- 93, N18.- S. 22-25.
210. Lindsay Games F. Проблемы измерений в цепях тиристорных приводов // "IEEE Trans. Ind. Appl.", 1979.-15, N1.-S.8-13.
211. Macpherson D. E., Whittington H. W. Определение нулевого тока в тиристорных схемах // "2nd Ind. Conf. Power Electron.-Power Semicond. and Appl., London, 1977". -London, 1977.-S.26-28.
212. Michael Janecke, Roland Kremer, Gerhard Steuerwald. Новый DSR - способ непосредственного регулирования тяговых приводов тепловозов с электрической передачей // Elek. Bahnen.-1991.-89, N3.- S. 79-87.
213. Mielczarski Wladyslaw. Регулирование асинхронного двигателя // "Pomlary, automat., kontr.", 1979.- 25 N10. -S. 373.
214. Uwe Baader, Josef Hodapp. Оптимизируемое регулирование асинхронных тяговых двигателей большой мощности // Elek. Bahnen. -1991.-89, N3.-S. 73-78.
215. Roth Gunther. Дизель-электрический локомотив с индивидуальным электроприводом отдельных колесных пар // Elek. Bahnen. - 1989. -87, N7. -S. 198-204, 206.
216. Saadate S., Le Doeuff R., Periot R. Защита мощных последовате-

- льно соединенных запираемых тиристоров в прерывателях постоянного тока высокого напряжения //Elek. Bahnen. -1991.-89, N11.- С. 367-369.
217. Schonfeld R. Применение новых элементов в технике электропривода // "Elektrie", 1974. -N12.-С. 648-651.
218. SD60 Lokomotive Service Manuat. 1st Edition. A Service Department Publication. Elektro-Motive Division of General Motors, La Grange. Illinois, 60625.
219. Sochanski M. Анализ работы схемы регулирования асинхронного короткозамкнутого электродвигателя, питаемого от инвертора // "Pr. Inst, elektrotechn.", 1978.-26, N108.-С. 73-89.
220. Sone S. Состояние технологии тягового электропривода переменного тока на японских железных дорогах //Elek. Bahnen.-1991.-89, N11.- С. 357-359.
221. Subbarayudu D., Subrahmanyam V., Rao M. V. Исследование установленных режимов асинхронных двигателей, питаемых от инверторов напряжения // "Arch. Elektrotechn." CW. Berlin, 1977.-59, N6.- С.337-343.
222. Weber Werner. Исследования дизель-электрического привода с одним или несколькими непосредственными преобразователями частоты //Fak. Elektrotechn. Univ. Stuttgart.-1991.-С. 135.
223. Ward E. E., Harer H. Preliminary investigation of an inverter fed 5-phase induction motor //Proc. Inst. Electr. Engrs:1969: 116 N6 980-984.
224. Werner Teich. Мощные тепловозы с электропередачей трехфазного тока //Железные дороги мира.- 1982.- N10.- С.2-5.
225. Williams S., Smith I.R. Fast digital computation of 3-phase thyristor bridge circuits //Proc. IEE.-1973.-N7.-P.791-795.

ПРИЛОЖЕНИЕ А

Параметры основного тягового электрооборудования и результаты имитационного моделирования тепловозной электропередачи переменного – постоянного тока с тиристорными преобразователями.

ПРИЛОЖЕНИЕ А1.

Параметры основного тягового электрооборудования тепловозной электропередачи переменного-постоянного тока с тиристорными преобразователями.

А1.1 Параметры тягового генератора приведены в табл.А1.1.

Таблица А1.1

Параметры тягового синхронного генератора типа ГС-501А с шихтованными полюсами.

Параметры	Режим (Продолжит. /Макс, напряжения)
1	2
Сопряжение фаз	2x3
Напряжение линейное (одной звезды) действующее значение, В	402 / 580
Ток линейный (одной звезды), дейс- твующее значение, А	
Напряжение выпрямленное (среднее значение), В	502 / 750
Ток выпрямленный (среднее значе- ние), А	4980 / 3333
ЭДС за коммутирующей реактивнос- тью (действующее значение первой гармоники), В	345 / 631
Коммутирующая реактивность, Ом/о.е.	0,0032 / 0,025
Реативность рассеяния обмотки ста- тора (одной звезды), Ом/о.е.	
Реактивность обратной последова-	

Продолжение табл. А1.1

1	
тельности, Ом/о.е.	0,0329 / 0,2587
Синхронная реактивность	
- по продольной оси, Ом/о.е.	0,165 / 1,2995
- по поперечной оси, Ом/о.е.	0,093 / 0,7324
Переходная реактивность	
- по продольной оси, Ом/о.е.	0,0379 / 0,2987
- по поперечной оси, Ом/о.е.	0,093 / 0,7324
Сверхпереходная реактивность	
- по продольной оси, Ом/о.е.	0,0253 / 0,1993
- по поперечной оси, Ом/о.е.	0,0426 / 0,3357
Активное сопротивление обмотки статора, Ом	
	0,00112 (t=20°C)
	0,00155 (t=115 °C)
	0,00162 (t=130 °C)
Приведенное реактивное сопротивление демпферных контуров	
- по продольной оси, Ом/о.е.	0,0231 / 0,1815
- по поперечной оси, Ом/о.е.	0,0461 / 0,3631
Относительное сопротивление демпферных контуров, приведенное к статору	
- по продольной оси, Ом/о.е.	9,826 / 77,3669
- по поперечной оси, Ом/о.е.	15,34 / 120,7585
Индуктивность обмотки возбуждения, Гн	0,000288

Продолжение табл. А1.1

1	2
Активное сопротивление обмотки возбуждения, Ом	$0,50725$ ($t=20$ °C) $0,70001$ ($t=115$ °C) $0,73044$ ($t=130$ °C)
Реактивность рассеяния обмотки возбуждения, Ом/о.е.	0,0292 / 0,2301
Полная реактивность обмотки возбуждения, Ом/о.е.	0,181 / 1,4238
Активное сопротивление обмотки возбуждения, приведенное к статору, Ом/о.е.	0,00019 / 0,00152
Базовое сопротивление, Ом	0,127
Коэффициент мощности, о. е.	0,9265 / 0,9454
КПД, %	
- без учета ВУ	95,38 / 96,14
- с учетом ВУ	94,63 / 95,63

А1. 2 Параметры реакторов и предохранителей в фазных цепях питания тяговых тиристорных преобразователей:

- индуктивности реакторов, мкГн	19,0
- ток через предохранитель, номинальный, действующее значение, А	590,0

А1.3 Основные параметры тягового электродвигателя приведены в табл. А1.2.

Таблица А1.2

Параметры ТЭД постоянного тока последовательного возбуждения
 типа ЭД121АУ1 в режиме тепловоза ТЭП70

Параметры	Режим СПродолж. /Максим.напряжения)
Мощность ТЭД, кВт	413
Напряжение ТЭД, В	542 / 750
Ток ТЭД, А	800 / 600
Частота вращения, об/м	704 / 2320
КПД, %	91,8
Момент на валу, Нм	5591,7
Масса, кг	2950
Максимальный пусковой ток при полной мощности, А	1160
Максимальный пусковой ток при трогании, А	1250
Параметры двигателя в томожных режимах:	
- мощность, кВт	512
- напряжение, В	640
- ток, А	800
- частота вращения, об/мин	1085... 1520
Коэффициент ослабления поля, % (С Iступ./I Iступ.)	58/34
Активное сопротивление обмотки возбуждения, Ом	0,02
Постоянная времени обмотки воз- буждения, с	1,6

ПРИЛОЖЕНИЕ А2

Распечатка исходных данных, характеристики вычислительных процессов и гармонический анализ основных координат в номинальном режиме работы тепловозной электропередачи переменного тока с тиристорными преобразователями.

В гармоническом анализе нумерация координат имеет следующий смысл :

- 1-я координата - ток, потребляемый от источника преобразуемой энергии:
- 2-я координата - ток, потребляемый от источника преобразуемой энергии:
- 3-я координата - напряжение на выводах источника преобразуемой энергии (напряжение 1-го узла):
- 4-я координата - напряжение на входе вентильного коммутатора (напряжение 6-го узла):
- 5-я координата - выпрямленный ток (ток 15-й ветви):
- 6-я координата - напряжение на обмотке возбуждения (напряжение 13-й ветви):
- 7-я координата - выпрямленное напряжение (напряжение 15-й ветви):
- 8-я координата - напряжение 5-го узла:
- 9-я координата - напряжение 19-го узла.

СХЕМА СОЕДИНЕНИЯ ОБМОТОК ТРАНСФОРМАТОРА

ИНДЕКС	ОБМОТКА ВН	ОБМОТКА НН
SOED=1	ЗВЕЗДА	ЗВЕЗДА
S0ED=2	ЗВЕЗДА	ТРЕУГОЛЬНИК
S0ED=3	ТРЕУГОЛЬНИК	ЗВЕЗДА
S0ED=4	ОДНОФАЗНЫЙ ТРАНСФОРМАТОР	
S0ED=5	ЗВЕЗДА	ЗИГЗАГ
S0ED=6	ТРЕУГОЛЬНИКА С АВТО.)	ЗВЕЗДА
S0ED=7	ТРЕУГОЛЬНИКА С АВТО.)	ТРЕУГОЛЬНИК

1-ПОДСИСТЕМ О-ЛИНИЙ
 О-ОБОБЩЕННЫХ УЗЛОВ 500-ТОЧЕК ВЫВЕСТИ НА ОДИН ГРАФИК

ГАРМОНИК- 13 СПИСОК ГАРМОНИК 1 5 6 7 11 12 13 1? 18 19 23 24 25

1-ПРОМЕЖУТОЧНАЯ ПЕЧАТЬ О-ПЕЧАТАТЬ, 1-НЕ ПЕЧАТАТЬ

0.250 -ВРЕМЯ ОКОНЧАНИЯ РАСЧЕТА 0. 400E-04-ШАГ ПЕЧАТИ
 8.01 -ВРЕМЯ АВАРИИ 0. 200E-01-ВРЕМЯ ПЛАВНОГО ПОДЪЕМА
 0. 500E—04—ШАГ РАСЧЕТА 0.230 -ВРЕМЯ ГАРМОНИЧЕСКОГО АНАЛИЗА
 О. 100E-01- ТОЧНОСТЬ РАСЧЕТА 100. - ЧАСТОТА СЕТИ ГЦ.
 О. 230 - ВРЕМЯ ВЫВОДА ИНФОРМАЦИИ НА ГРАФИКИ О. 160 -ВРЕМЯ ИЗМЕНЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ

ПОДСИСТЕМА- 1

ВЕТВЕЙ УЗЛОВ ЕМКостей СИНУС. ЭДС ПОСТ. ЭДС ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ТР-РОВ ОБОБЩ. УЗЛОВ
 16 18 0 6 2 2 0 0
 С. МАШИН ВЗАИМО ИНД. СВЯЗЕЙ СТУП. ЭДС АСИНХР. ГЕН. 0

КОординат для гармонического анализа- 7
 координат для мегатек 8

ПАРАМЕТРЫ ВЕТВЕЙ

ВЕТВЬ	ВЫХО	ВХОД	R OM	L ГН
1	18	1	0.300E-02	0.153E-03
2	18	2	0.300E-02	0.153E-03
3	18	3	0.300E-02	0.153E-03
4	1	6	0.200E-02	0.120E-04
5	2	7	0.200E-02	0.120E-04
6	3	8	0.200E-02	0.120E-04
7	9	10	0.300E-02	0.153E-03
8	9	11	0.300E-02	0.153E-03
9	9	12	0.300E-02	0.153E-03
10	10	15	0.200E-02	0.120E-04
11	11	16	0.200E-02	0.120E-04
12	12	17	0.200E-02	0.120E-04
13	5	19	0.880E-02	0.141E-03
14	19	13	0.880E-02	0.141E-03
15	14	0	0.184E-01	0.192E-02
16	0	4	0.184E-01	0.192E-02

ПАРАМЕТРЫ Э. Д. С.

A	ВЕТВИ		ЗНАЧЕНИЕ	УГОЛ		ЧАСТ.	P	Q
	B	C		В.	ФАЗЫ А ГР. ГЦ.			
1	2	3	380.		0.00	100.00	0.00	0.00
7	8	9	380.		30.00	100.00	0.00	0.00

N pp ВЕТВЬ ПОСТ. ЭДС В

1	15 -520.30	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00
2	16 -520.30	0.000000E+00	0.000000E+00	0.000000E+00

1-ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬ

6-ВЕНТИЛЕЙ

1-ТИП УПРАВЛЕНИЯ СИ—НЕ УПР. , 2-УПР. ВЫПР. , 3- ТРЕХФАЗ. ОДНОФАЗ. ПРЕОБРАЗ.)

15-НОМЕР ВЕТВИ НАГРУЗКИ

100. -ЧАСТОТА СИНХРОИМПУЛЬСОВ

O. 000E+00—ФАЗА СИНХРОИМПУЛЬСОВ (ГРАД.)
 0. 000E+00- УГОЛ УПРАВЛЕНИЯ (ГРАД.)
 O.000E+00—АМПЛИТУДА
 0.000E+00—ЧАСТОТА
 O. 000E+00—И НАЧ. ФАЗА УПРАВ. ПРЕОБ. ЧАСТОТЫ
 F—СИНХРОНИЗАЦИЯ

O-РЕГУЛЯТОР (1-ДА, O-НЕТ)

ВЕНТИЛЬ	ВЫХОД	ВХОД	ГРУППА	СИНХР.	ПОВРЕЖД.
1	4	6	-1	1	0
2	8	5	1	3	0
3	4	7	-1	2	0
4	6	5	1	1	0
5	4	8	-1	3	0
8	7	5	1	2	0

2-ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬ

6-ВЕНТИЛЕЙ

1-ТИП УПРАВЛЕНИЯ С1-НЕ УПР. . 2-УПР. ВЫПР. , 3- ТРЕХФАЗ. ОДНОФАЗ. ПРЕОБРАЗ.)

14-НОМЕР ВЕТВИ НАГРУЗКИ

100. -ЧАСТОТА СИНХРОИМПУЛЬСОВ

O. 000E+00-ФАЗА СИНХРОИМПУЛЬСОВ (ГРАД.)

0. 000E+00- УГОЛ УПРАВЛЕНИЯ (ГРАД.)

0. 000E+00—АМПЛИТУДА

O. 000E+00—ЧАСТОТА

O. 000E+00—И НАЧ. ФАЗА УПРАВ. ПРЕОБ. ЧАСТОТЫ

F—СИНХРОНИЗАЦИЯ

O-РЕГУЛЯТОР (1-ДА, O-НЕТ)

ВЕНТИЛЬ	ВЫХОД	ВХОД	ГРУППА	СИНХР.	ПОВРЕЖД.
1	13	15	-1	7	0
2	17	14	1	9	0
3	13	16	-1	8	0
4	15	14	1	7	0
5	13	17	-1	9	0
6	16	14	1	8	0

КООРДИНАТА ТИП

1	2
7	2
4	3
5	3
13	3
14	3
13	2

ГРАФИКИ НА ДИСПЛЕИ

N п/п ТИП КООРДИНАТА

2	13
2	15
3	4
3	5
3	13
3	14
5	1
5	7

НАЧАЛЬНЫЕ ЗНАЧЕНИЯ ИНТЕГРИРУЕМЫХ КООРДИНАТ

O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO
O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO O. OE+OO

ВЕТВЬ -	13	R=	0.88000E—02	L=	0.14100E—03
ВЕТВЬ -	13	R=	0.88000E—02	L=	0.14100E—01
ВЕТВЬ -	14	R=	0.88000E—02	L=	0.14100E-03
ВЕТВЬ -	14	R=	0.88000E—02	L=	0.14100E-01

ВРЕМЯ НАЧАЛА АНАЛИЗА

O. 23004 O. 23000

ВЫПОЛНИМ АНАЛИЗ ВЫСШИХ ГАРМОНИК НА ИНТЕРВАЛЕ

T— O.010000C ОТ T0= 0.230037D0 T2= 0.240037C

1-КООРДИНАТА

801.01	-МАКСИМАЛЬНОЕ ЗНАЧЕНИЕ
O. 14013E—02	—ПОСТОЯННАЯ СОСТАВЛЯЮЩАЯ
622.62	ДЕЙСТВУЮЩЕЕ ЗНАЧЕНИЕ
533.83	-СРЕДНЕЕ ЗНАЧЕНИЕ
1.1663	-КОЭФФИЦИЕНТ ФОРМЫ
1.2865	-КОЭФФИЦИЕНТ АМПЛИТУДЫ

1.3973 -КОЭФФИЦИЕНТ ИСКАЖЕНИЯ
ГАРМОНИКИ

НОМЕ	В	С	А	ФАЗА ГРАД.	Ам
1	781.86	-381.50	869.97	-26.010	
5	83.062	86.828	120.16	46.270	0.13812
6 -	-0.24204E—03	0.15797E—03	0.28903E—03	146.87	0.33223E—06
7	56.077	-14.586	57.943	-14.580	0.66603E—01
11	16.727	-0.88847E-01	16.72?	-0.30433	0.19227E—01
12 -	-0.40368E—03	0.34914E-03	0.53372E—03	138.14	0.61348E-06
13	1.3922	-14.271	14.339	-84.428	0.16482E—01
17	5.2739	-6.5461	8.4062	-51.143	0.96627E—02
18 -	-0.39671E-03	0.53699E—03	0.66763E—03	126.46	0.76742E—06
19	-4.290?	-4.3713	6.1252	-134.4?	0.70408E—02
23	-1.5213	-4.6302	4.8737	-108.19	0.56021E—02
24 -	-0.28146E—03	0.52053E—03	0.59176E—03	118.40	0.68020E—06
25	-4.1953	1.8007	4.5654	156.77	0.52478E—02
0.15606	-КОЭФФИЦИЕНТ ГАРМОНИК				
3.2227	-ДЕЙСТВУЮЩЕЕ ЗНАЧЕНИЕ НЕУЧТЕННЫХ ГАРМОНИК				

2-КООРДИНАТА

801.28	-МАКСИМАЛЬНОЕ ЗНАЧЕНИЕ
-0.30464E—03	ПОСТОЯННАЯ СОСТАВЛЯЮЩАЯ
622.82	ДЕЙСТВУЮЩЕЕ ЗНАЧЕНИЕ
534.01	-СРЕДНЕЕ ЗНАЧЕНИЕ
1.1663	-КОЭФФИЦИЕНТ ФОРМЫ
1.2865	-КОЭФФИЦИЕНТ АМПЛИТУДЫ
1.3973	-КОЭФФИЦИЕНТ ИСКАЖЕНИЯ ГАРМОНИКИ

НОМЕ	В	С	А	ФАЗА ГРАД.	Ам
1	868.15	60.478	870.25	3.9850	
5	-115.39	-33.614	120.19	-163.76	0.13810
6	0.65693E—04	-0.39612E-04	0.76712E—04	-31.089	0.88149E—07
7	-55.873	-15.366	57.948	-164.62	0.66587E—01
11	14.430	-8.4660	16.730	-30.400	0.19225E—01
12	0.60764E—04	-0.29834E—04	0.67693E—04	-26.150	0.77786E—07
13	8.3242	-11.681	14.344	-54.526	0.16482E—01

17	-1.2722	8.3090	8.4058	98.704	0.96591E-02
18	-0.33700E-04	-0.10878E-03	0.11388E-03	-107.21	0.13086E-06
19	1.5419	5.9266	6.1238	75.416	0.70369E-02
23	-3.6404	-3.2376	4.8718	-138.35	0.55981E-02
24	-0.18849E-04	-0.98802E-04	0.10058E-03	-100.80	0.11558E-06
25	-4.5358	-0.52449	4.5660	-173.40	0.52467E-02
0.15604	-КОЭФФИЦИЕНТ ГАРМОНИК				
3.2859	-ДЕЙСТВУЮЩЕЕ ЗНАЧЕНИЕ НЕУЧТЕННЫХ ГАРМОНИК				

3-КООРДИНАТА					
540.62	-МАКСИМАЛЬНОЕ ЗНАЧЕНИЕ				
-534.60	-ПОСТОЯННАЯ				
СОСТАВЛЯЮЩАЯ					
534.61	ДЕЙСТВУЮЩЕЕ ЗНАЧЕНИЕ				
534.60	-СРЕДНЕЕ ЗНАЧЕНИЕ				
1.0000	-КОЭФФИЦИЕНТ ФОРМЫ				
1.0112	-КОЭФФИЦИЕНТ АМПЛИТУДЫ				
0.18880E-05	-КОЭФФИЦИЕНТ ИСКАЖЕНИЯ				
НОМЕР В	С	А	ФАЗА ГРАД.	А«	
1	0.77880E-04	0.10063E-02	0.10093E-02	85.575	
5	0.34645E-04	0.99390E-03	0.99451E-03	88.003	0.98532
6	-0.31915E-02	-0.20573E-03	0.31981E-02	-176.31	3.1686
7	0.20809E-04	0.10146E-02	0.10149E-02	88.825	1.0055
11	0.54016E-04	0.10327E-02	0.10341E-02	87.006	1.0246
12	2.7115	3.4585	4.3947	51.903	4354.1
13	-0.32425E-04	0.10196E-02	0.10201E-02	91.821	1.0107
17	-0.20282E-04	0.10312E-02	0.10314E-02	91.126	1.0219
18	0.93593E-03	0.66550E-02	0.67205E-02	81.994	6.6584
19	0.84276E-04	0.83452E-03	0.83876E-03	84.233	0.83101
23	-0.41227E-04	0.88874E-03	0.88970E-03	92.656	0.88148
24	0.81583	-1.2405	1.4847	-56.668	1471.0
25	-0.21202E-04	0.94140E-03	0.94164E-03	91.290	0.93294
4595.9	-КОЭФФИЦИЕНТ ГАРМОНИК				
2.1394	-ДЕЙСТВУЮЩЕЕ ЗНАЧЕНИЕ НЕУЧТЕННЫХ ГАРМОНИК				

4-КООРДИНАТА					
107.30	-МАКСИМАЛЬНОЕ ЗНАЧЕНИЕ				
4.1245	-ПОСТОЯННАЯ				
СОСТАВЛЯЮЩАЯ					
54.220	ДЕЙСТВУЮЩЕЕ ЗНАЧЕНИЕ				
45.644	-СРЕДНЕЕ ЗНАЧЕНИЕ				
1.1879	-КОЭФФИЦИЕНТ ФОРМЫ				
1.9789	-КОЭФФИЦИЕНТ АМПЛИТУДЫ				
0.79470E-05	-КОЭФФИЦИЕНТ ИСКАЖЕНИЯ				
НОМЕР	В	С	А	ФАЗА ГРАД.	Am
1 -	-0.42903E-03	-0.39953E-04	0.43088E-03	-174.68	0.71573
5	0.36462E-06	-0.30840E-03	0.30840E-03	-89.932	0.12712E+06
6	13.335	-53.128	54.776	-75.910	1.1048
7 -	-0.25235E-03	0.40368E-03	0.47606E-03	122.01	0.74528
11 -	-0.31241E-03	-0.74306E-04	0.32113E-03	-166.62	76085.
12	-21.725	-24.552	32.784	-131.50	1.0519
13	0.11197E-03	0.43921E-03	0.45325E-03	75.698	1.1999
17 -	-0.36745E-03	0.36374E-03	0.51704E-03	135.29	59472.
18	-22.818	11.663	25.626	152.93	1.0252
19	0.43481E-03	0.78006E-04	0.44175E-03	10.171	1.1029
23	0.13325E-03	0.45616E-03	0.47522E-03	73.716	33406.
24	0.33304	14.390	14.394	88.674	0.58886
25	0.14586E-03	-0.20761E-03	0.25373E-03	-54.909	
0.16310E+06—КОЭФФИЦИЕНТ ГАРМОНИК					
21.290 -ДЕЙСТВУЮЩЕЕ ЗНАЧЕНИЕ НЕУЧТЕННЫХ ГАРМОНИК					

5-КООРДИНАТА					
107.34	-МАКСИМАЛЬНОЕ ЗНАЧЕНИЕ				
-4.0931	-ПОСТОЯННАЯ СОСТАВЛЯЮЩАЯ				
54.223	ДЕЙСТВУЮЩЕЕ ЗНАЧЕНИЕ				
45.643	-СРЕДНЕЕ ЗНАЧЕНИЕ				
1.1880	-КОЭФФИЦИЕНТ ФОРМЫ				
1.9796	-КОЭФФИЦИЕНТ АМПЛИТУДЫ				
0.80786E-05	-КОЭФФИЦИЕНТ ИСКАЖЕНИЯ				
НОМЕР	В	С	А	ФАЗА ГРАД.	Am

1	0.43659E—03	-0.35741E-04	0.43805E—03	-4.6801	
5	0.20887E—03	-0.29418E—03	0.36079E—03	-54.625	0.82362
6	13.291	-53.144	54.781	-75.958	0.12506E+06
7	-0.72767E—04	0.44803E—03	0.45390E—03	99.225	1.0362
11	0.16754E—03	0.36206E—03	0.39895E—03	65.167	0.91074
12	21.765	24.518	32.785	48.404	74844.
13	-0.27048E—03	-0.14178E—03	0.30539E—03	-152.34	0.69716
17	-0.42774E—03	0.13136E—03	0.44746E—03	162.93	1.0215
18	-22.801	11.711	25.632	152.81	58515.
19	0.38486E-03	-0.16081E-03	0.41710E—03	-22.677	0.95218
23	0.94993E—04	-0.30954E—03	0.32379E—03	-72.940	0.73917
24	-0.38709	-14.389	14.394	-91.541	32860.
25	0.96515E-04	0.40430E—03	0.41566E—03	76.573	0.94890
0.16045E+06—КОЭФФИЦИЕНТ ГАРМОНИК					
21.293 -ДЕЙСТВУЮЩЕЕ ЗНАЧЕНИЕ НЕУЧТЕННЫХ ГАРМОНИК					

6-КООРДИНАТА					
540.62	-МАКСИМАЛЬНОЕ ЗНАЧЕНИЕ				
534.60	-ПОСТОЯННАЯ СОСТАВЛЯЮЩАЯ				
534.61	ДЕЙСТВУЮЩЕЕ ЗНАЧЕНИЕ				
534.60	-СРЕДНЕЕ ЗНАЧЕНИЕ				
1.0000	-КОЭФФИЦИЕНТ ФОРМЫ				
1.0112	-КОЭФФИЦИЕНТ АМПЛИТУДЫ				
0.18880E—05—КОЭФФИЦИЕНТ ИСКАЖЕНИЯ					
ГАРМОНИКИ					
НОМЕР В	С	А	ФАЗА ГРАД.	А*	
1	-0.77880E—04	0.10063E—02	0.10093E—02	-94.425	
5	-0.34645E—04	-0.99390E—03	0.99451E-03	-91.996	0.98532
6	0.31915E—02	0.20573E—03	0.31981 E-02	3.6882	3.1686
7	-0.20809E—04	-0.10146E—02	0.10149E—02	-91.175	1.0055
11	-0.54016E-04	-0.10327E—02	0.10341 E-02	-92.994	1.0246
12	-2.7115	-3.4585	4.3947	-128.10	4354.1
13	0.32425E—04	-0.10196E—02	0.10201 E-02	-88.178	1.0107
17	0.20282E—04	-0.10312E—02	0.10314E—02	-88.873	1.0219
18	-0.93593E—03	-0.66550E—02	0.67205E—02	-98.005	6.6584
19	-0.84276E—04	-0.83452E—03	0.83876E—03	-95.766	0.83101

23	0. 41227E-04	-0.88874E-03	0. 88970E-03	-87. 344	0. 88148
24	-0.81583	1.2405	1.4847	123. 33	1471. 0
25	0. 21202E-04	-0. 94140E-03	0. 94164E-03	-88. 709	0. 93294
4595.9 -КОЭФФИЦИЕНТ ГАРМОНИК 2. 1394				—	ЗНАЧЕНИЕ НЕУЧТЕННЫХ ГАРМОНИК

7-КООРДИНАТА

800.89 -МАКСИМАЛЬНОЕ ЗНАЧЕНИЕ

800.63 -ПОСТОЯННАЯ

СОСТАВЛЯЮЩАЯ

800.63 ДЕЙСТВУЮЩЕЕ ЗНАЧЕНИЕ

800.63 -СРЕДНЕЕ ЗНАЧЕНИЕ

1.00000 -КОЭФФИЦИЕНТ ФОРМЫ

1.0003 -КОЭФФИЦИЕНТ АМПЛИТУДЫ

0. 48726E-05—КОЭФФИЦИЕНТ ИСКАЖЕНИЯ

НОМЕ	В	С	А	ФАЗА ГРАД.	А*
1	0.35829E-02	-0.15433E-02	0. 39012E-02	-23. 304	
5	0.64802E-03	-0.14599E-02	0. 15973E-02	-66. 064	0. 40943
6	0. 10520E-02	-0.16809E-02	0.19830E-02	-57. 959	0. 50830
7	0. 43901E-03	-0.15248E-02	0. 15868E-02	-73.938	0. 40674
11	0. 29680E-03	-0.14990E-02	0. 15281E-02	-78. 800	0. 39170
12	0. 11908	-0.17226E-01	0. 12032	-8. 2312	30. 842
13	0.23916E-03	-0.15802E-02	0. 15982E-02	-81. 394	0. 40968
17	0. 21205E-03	-0.15659E-02	0. 15802E-02	-82. 288	0. 40506
18	0.39658E-03	-0.50663E-02	0.50818E-02	-85. 524	1.3026
19	0.46124E-04	-0.12760E-02	0.12768E-02	-87. 929	0. 32728
23	0.20779E-03	-0.14171E-02	0. 14323E-02	-81. 658	0. 36714
24	-1.2343	-1.0526	1.6222	-139. 54	415. 81
25	0. 14636E-03	-0. 13533E-02	0. 13612E-02	-83. 827	0. 34892

416.96 -КОЭФФИЦИЕНТ ГАРМОНИК

1.3092 -ДЕЙСТВУЮЩЕЕ ЗНАЧЕНИЕ НЕУЧТЕННЫХ ГАРМОНИК

ЗАПИСАНА КОНТРОЛЬНАЯ ТОЧКА

1	-333.19	2	-467.70	3	800.90
6	800.90	7	-0.37993E-02	8	-801.15
11	-801.16	12	801.16	13	800.77
16	800.??	17	0.25004		
1	-383.60	2	-417.36	3	800.96
6	800.96	7	-0.37951E-02	8	-801.22
11	-801.22	12	801.22	13	800.84
16	800.83	17	0.24999		

4 -333.19
9 801.16
14 800.77

4 -383.60
9 801.22
14 800.84

5 -467.70
10 0.71958E-04
15 800.77

5 -417.36
10 0.14603E-03
15 800.83

ПРИЛОЖЕНИЕ Б

Документы, подтверждающие внедрение представленных
в диссертации разработок.

- 15.01.74, Бюл. N2; статья в соавторстве с Миловановым Ю.М., Носковым В.И., Тараненко А.Н. "Система автоматического регулирования электропередачи тепловоза с выпрямительно-инверторным преобразователем частоты и тяговыми асинхронными короткозамкнутыми двигателями //ЭП."Тяговое и подъемно-транспортное электрооборудование.- 1974.- N1 С25].- С. 14,15.) - при разработке комплекта конструкторской документации и изготовлении опытных образцов комплектных устройств автоматики типа КУА-18 (ИАВК 656 432 046-01).
- 3 . Разработка принципов инвариантного управления и схемы устройства фазо-импульсного управления С схема электрическая принципиальная N ТХ 205 0362, статья Гусевского Ю.И. Инвариантное управление тиристорными выпрямителями в условиях изменяющихся напряжения и частоты источника питания: //Информационно-управляющие системы на железнодорожном транспорте.-1997.-N3.-С. 35-38) - при изготовлении комплекта электрооборудования для проведения испытаний на тепловозе системы возбуждения тягового синхронного генератора с питанием ее от обмотки третьей гармоники.
- 4 .Способ компенсации реактивной энергии в многодвигательном инверторном электроприводе тепловоза (автореферат кандидатской диссертации Гусевского Ю. И. "Исследование системы управления статическим инвертором автономного локомотива и ее элементов". Москва,МЭИ, 1968.-22 с. и статья в соавторстве с Чернышевым А. А. "Компенсация реактивной энергии многодвигательного привода с инвертором", Труды НИИ завода "Электротяжмаш", вып.2 "Электрооборудование тепловозов".- Харьков.-1971.- С.152-157) - при разработке технического проекта опытного тепловоза 2ТЭ120 (ОТХ 082 119).
- 5 .Разработка концепции логических защит тягового блока "Синхронный генератор - выпрямительная установка" СНаучно-технический отчет N ОТХ. 127.130 по теме Т05.1036."Проектно-исследовательские ра-

боты по созданию электропередачи переменного тока для тепловозов мощностью 4000 л.с.”, этап 1.24. "Исследование аварийных режимов системы в асинхронном тяговом электроприводе". Отв. исполнитель Гусевский Ю. И., Харьков, 1975; А. с. 574814 СССР, МКИ Н 02Н 7/06. Устройство для защиты многообмоточного генератора с мостовыми выпрямителями на выходе /Ю. И. Гусевский, М.В.Мажинский, И.Я.Поздняковский, Б.Л.Киселева СССР).- N2337926/24-07: Заявлено 24.03.76; Оpubл. 30.09.77, Бюл. N36.) - при разработке комплекта конструкторской документации и изготовлении опытных образцов: блок выпрямителей кремниевых БВК-700УЗ (ЗТХ670.104-54): Датчик аварийного состояния (ЗТХ670.104-55):

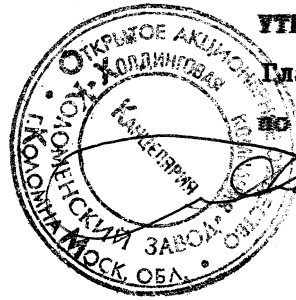
- 6 .Разработка концепции многоступенчатой безударной защиты тяговых блоков "Автономный инвертор напряжения - тяговый асинхронный электродвигатель", разработка, изготовление и испытание образцов на макетном тепловозе ТЭ120 С разработка технического задания "НИР по созданию эффективных средств защиты тяговой электропередачи переменного тока" ОАА. 110.525-81, утвержденного Гл. инженером Союзэлектротяжмаша МЭТП СССР Колтовым А. Ф., 1981: А. с. 1203629 СССР, МКИ Н 02Н 7/122.Способ защиты автономного мостового тиристорного инвертора напряжения и устройство для его осуществления / Ю. И. Гусевский, С. Н. Полтораки, А. Т. Бурков, Ю. П. Васильев, В. М. Федоров, О. И. Шатнев (СССР).- N37666954/24-07: Заявлено 06.07.84: Оpubл. 07.01.86, Бюл. N1.) - при выпуске заключительного отчета о НИР N ОТХ 127.949 по теме Т05.1022 "0 научно-исследовательской работе по созданию эффективных средств защиты тяговой электропередачи переменного тока", Научный руководитель темы Гусевский Ю. И., Харьков, 1982.

Члены комиссии

В. И. Носков

Г. А. Михневич

Л. В. Третьевич



УТВЕРЖДАЮ:

Главный конструктор

по локомотивостроению

А. В. Подопросветов

28 апреля 1998г.

А К Т

о реализации на ОАО ХК "Кузнецкий завод"
результатов научной работы Гусевского Ю.И.

Комиссия в составе зам.главного конструктора Норокина Б.Н., нач.сектора Лысого Б.И., нач.бюро Пугачевой В.П. и Лазебного И.В. установила, что на ОАО Ж "Кузнецкий завод" реализованы оледуживающие результаты научной работы Ю.И.Гусевского.

1. Результаты теоретических и экспериментальных исследований микропроцессорной системы управления тяговым электроприводом переменного тока при разработке комплекта технической документации, изготовлении и приемо-сдаточных испытаниях тепловоза ТЭП70 N283 с бортовой микро-ЭВМ.

Результаты исследований изложены в работах:

- Гусев П.В., Гусевский В.И., Дубровский А.В. и др.
"Микропроцессорный контроллер возбуждения агрегата тепловоза"
Сборник научных трудов "Тепловозное и энергетическое электрооборудование", Харьков, НИИ завода "Электротяжмаш", 1989г., вып.1, с.13-21;
- Гусевский Ю.И., Каблов А.Г., Куракин В.В. и др.
"Базовый комплект бортовой микро-ЭВИ для автоматизации тяговых электроприводов". Тезисы докладов П Международной научно-технической конференции "Проблемы создания водного состава с асинхронными тяговыми двигателями", Рига, 5-7.02.1990г., Информэлектро, 1990г., с.61,62;
- Отчет о НИР НИИ завода "Электротяжмаш", БИЛТ 858878/184; г.Харьков, Научный руководитель Гусевский В.И., 1990г., 147с.





Кроме того, Ю.И.Гусевский лично участвовал в проведении испытаний экспериментального тепловоза ТЭП70 N283 с макетным образцом микропроцессорной системы управления.

2. Результаты теоретических и экспериментальных исследований по тиристорному электроприводу для тепловозов с электропередачей переменного тока при эскизной разработке тепловоза ТЭП70 с тиристорным тяговым приводом.

Результаты исследований изложены в работах:

- Гусевский Ю.И., "Повышение эффективности тягового электропривода переменного тока с микропроцессорным управлением". Тезисы докладов республиканской конференции "Микропроцессорные системы связи и управления на железнодорожном транспорте" (Алушта, 17-21.09.1990г.,) Киев, 1990г., с.4,5;
- Гусевский Ю. И., Озерной Н. Ф., Полторак С.Н. "Проблемы развития автоматизированного тягового электростроя", Тезисы докладов школы-семинара "Микропроцессорные системы связи и управления на железнодорожном транспорте" (Киев, 20-21.06.1989г.), Харьков, 1989г.

Члены комиссии:

	Б.Н.Морошкин
	Б.Л.Яксий
	В.П.Пугачева
	В.В.Языбник

ВЫПИСКА

из АКТА от 24.04.1998 г., утвержденного председателем правления ESTEL PS С. ФРОЛОВЫМ, о реализации на предприятии ESTEL BS (бывшее НПО "Электротехника") результатов научной работы представителя Харьковской академии железнодорожного транспорта Гусевского НО. И.

Комиссия в составе А. Мотыля, О. Чаусова установила, что на предприятии ESTEL АЗ реализованы:

2. Разработанная Гусевским Ю.И. принципиальная схема унифицированного тиристорного преобразователя 1 типоразмера (техническое предложение и расчетная записка)— при разработке комплекта конструкторской документации и изготовление опытной партии выпрямителей типа В—ТПП—250—400 (ИВЕГ. 435311. 124).
3. Разработанная Гусевским Ю.И. принципиальная схема тягового преобразователя для тепловозов с электропередачей переменного—постоянного тока (схема электрическая принципиальная и расчетная записка, а также полученное в соавторстве с представителями НИИТЗМ, ПО "Лугансктепловоз", НПО "Электротехника" и ВНИТИ авт. свид. N1532353 СССР, МКИ В 60L 11/06 "Тяговый электропривод транспортного средства" — заявлено 19.04.88 г.; Оpubл. 30.12.89 г. Бюл. N 48) — при разработке опытного образца преобразователя В—МЗПП—-2, 4к—1.5к (ЖДИЦ. 435511. 003).

Альберт Мотыль
кандидат технических наук
Олег Чаусов
кандидат технических наук

Выписка верна:

роvanного совета Д 64.



ЗАПАРА В. М.