

Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение  
высшего профессионального образования  
«Московский государственный университет путей сообщения»  
МГУПС (МИИТ)

На правах рукописи

КАЛУГИН Иван Геннадьевич

**ТЯГОВАЯ ПОДСТАНЦИЯ СИСТЕМЫ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ  
ПОСТОЯННОГО ТОКА ПОВЫШЕННОГО НАПРЯЖЕНИЯ (12÷24 КВ)  
С ФИДЕРНЫМИ ВЫКЛЮЧАТЕЛЯМИ БЕЗ ОТКРЫТОЙ ДУГИ**

05.09.03 – Электротехнические комплексы и системы

Диссертация на соискание ученой степени  
кандидата технических наук

Научный руководитель  
доктор технических наук, профессор  
Пупынин Владимир Николаевич

Москва – 2014

## ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	6
ГЛАВА 1 НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ СИСТЕМЫ ТЯГИ ПОСТОЯННОГО ТОКА ПОВЫШЕННОГО НАПРЯЖЕНИЯ 12÷24 КВ.....	11
1.1 Повышение напряжения в тяговой сети, как способ модернизации существующей системы тяги постоянного тока напряжением 3 кВ.....	11
1.2 Анализ основных преимуществ и недостатков системы тяги постоянного тока повышенного напряжения 12÷24 кВ.....	16
1.3 Выводы по главе.....	18
ГЛАВА 2 РАЗРАБОТКА СХЕМ ТЯГОВЫХ ПОДСТАНЦИЙ ДЛЯ СИСТЕМ ТЯГОВОГО ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ПОСТОЯННОГО ТОКА ПОВЫШЕННОГО НАПРЯЖЕНИЯ 12÷24 КВ.....	19
2.1 Перспективные технические решения для тяговых подстанций постоянного тока повышенного напряжения.....	19
2.2 Анализ различных типов выключателей постоянного тока на предмет их использования в системах тягового электроснабжения постоянного тока повышенного напряжения 12÷24 кВ.....	23
2.3 Общие технические решения предлагаемых схем тяговых подстанций системы тягового электроснабжения постоянного тока повышенного напряжения 12÷24 кВ.....	32
2.4 Принципиальная схема тяговой подстанции с неуправляемыми выпрямителями и бесконтактными фидерными выключателями .....	33
2.5 Принципиальная схема тяговой подстанции с управляемыми выпрямителями и бесконтактными фидерными выключателями .....	37
2.6 Выводы по главе.....	40
ГЛАВА 3 ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ОТКЛЮЧЕНИЯ БЕСКОНТАКТНЫМИ ВЫКЛЮЧАТЕЛЯМИ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНО- РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ АВАРИЙНЫХ ТОКОВ В ТЯГОВЫХ СЕТЯХ.....	41

3.1 Методика исследования .....	41
3.2 Математическое описание процесса отключения аварийных токов бесконтактными выключателями схемы неуправляемого преобразовательно- распределительного устройства .....	42
3.3 Математическое описание процесса отключения аварийных токов бесконтактными выключателями схемы управляемого преобразовательно- распределительного устройства .....	63
3.4 Выводы по главе.....	72
<b>ГЛАВА 4 КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ОТКЛЮЧЕНИЯ БЕСКОНТАКТНЫМИ ВЫКЛЮЧАТЕЛЯМИ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНО-РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ АВАРИЙНЫХ ТОКОВ В ТЯГОВЫХ СЕТЯХ .....</b>	<b>73</b>
4.1 Компьютерное моделирование с помощью пакета прикладных программ MATLAB. Общие положения.....	73
4.2 Моделирование процессов отключения коротких замыканий в тяговой сети, питаемой от тяговой подстанции с неуправляемым преобразовательно- распределительным устройством и бесконтактными выключателями постоянного тока .....	76
4.3 Моделирование процессов отключения коротких замыканий в тяговой сети, питаемой от тяговой подстанции с управляемым преобразовательно- распределительным устройством и бесконтактными выключателями постоянного тока .....	89
4.4 Сравнение эффективности выключателей постоянного тока повышенного напряжения, выполненных по различным схемам .....	95
4.5 Выводы по главе.....	100
<b>ГЛАВА 5 ВЫБОР ОСНОВНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНО- РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ ТЯГОВЫХ ПОДСТАНЦИЙ ПОВЫШЕННОГО НАПРЯЖЕНИЯ 12÷24 КВ.....</b>	<b>101</b>
5.1 Предварительные замечания.....	101

5.2 Оборудование неуправляемого преобразовательно-распределительного устройства с бесконтактными выключателями постоянного тока .....	102
5.2.1 Выбор тиристорov главной цепи бесконтактных выключателей .....	102
5.2.2 Выбор коммутирующих тиристорov, развязывающих диодов и ограничивающей индуктивности блока принудительной коммутации бесконтактного выключателя.....	105
5.2.3 Выбор коммутирующего конденсатора и зарядного устройства для блока принудительной коммутации бесконтактного выключателя .....	108
5.2.4 Выбор варисторов для блока принудительной коммутации бесконтактного выключателя.....	110
5.2.5 Выбор элементов диодного разрядного устройства.....	112
5.3 Оборудование управляемого преобразовательно-распределительного устройства с бесконтактными фидерными выключателями постоянного тока ...	113
5.3.1 Выбор тиристорov главной цепи бесконтактных выключателей .....	113
5.3.2 Выбор элементов диодного разрядного устройства.....	115
5.4 Выводы по главе.....	115
<b>ГЛАВА 6 ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКОЕ СРАВНЕНИЕ</b>	
<b>ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНО-РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ ТЯГОВЫХ ПОДСТАНЦИЙ ПОВЫШЕННОГО НАПРЯЖЕНИЯ 12÷24 КВ.....</b>	
6.1 Массогабаритные характеристики преобразовательно-распределительных устройств тяговых подстанций повышенного напряжения.....	116
6.2 Сравнительная экономическая эффективность преобразовательно-распределительных устройств тяговых подстанций повышенного напряжения .....	119
6.2.1 Общие положения .....	119
6.2.2 Определение экономической эффективности внедрения преобразовательно-распределительных устройств на тяговых подстанциях повышенного напряжения.....	120
6.3 Выводы по главе.....	121
<b>ЗАКЛЮЧЕНИЕ .....</b>	<b>122</b>

СПИСОК ОСНОВНЫХ СОКРАЩЕНИЙ .....	124
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ.....	125
ПРИЛОЖЕНИЕ 1 .....	136
ПРИЛОЖЕНИЕ 2 .....	140
ПРИЛОЖЕНИЕ 3 .....	144
ПРИЛОЖЕНИЕ 4 .....	147
ПРИЛОЖЕНИЕ 5 .....	151
ПРИЛОЖЕНИЕ 6 .....	154
ПРИЛОЖЕНИЕ 7 .....	158
ПРИЛОЖЕНИЕ 8 .....	160

## ВВЕДЕНИЕ

**Актуальность работы.** Одним из приоритетных направлений развития железнодорожного транспорта в Российской Федерации является организация высокоскоростного (свыше 250 км/ч) и тяжеловесного (с весовой нормой 6000 т) движения поездов [1-2]. Успешное выполнение намеченных планов немыслимо без совершенствования инфраструктуры электроснабжения железных дорог.

По данным ОАО «РЖД», в России к 2013 году протяженность электрифицированных железнодорожных линий составляла около 43,3 тыс. км, из которых на длине порядка 18,5 тыс. км использовалась система тяги 3 кВ постоянного тока. Вследствие относительно низкого напряжения, при котором осуществляется передача энергии электроподвижному составу (ЭПС), эта система тяги, работая даже в предельном режиме, не может обеспечить высокую пропускную способность и энергоэффективность. Указанные недостатки делают бесперспективным использование на будущих железных дорогах системы тяги постоянного тока 3 кВ. Однако полная ее замена существующей альтернативной системой тяги переменного тока 25 кВ не всегда технически и экономически оправдана [3]. Поэтому требуется модернизация существующей системы тяги постоянного тока путем повышения напряжения, при котором будет передаваться энергия к ЭПС, до уровня 12 кВ, а в перспективе и до 24 кВ.

Необходимость решения вышеуказанной задачи отражена в основных направлениях научно-технической деятельности принятой Стратегии инновационного развития ОАО "РЖД" на период до 2015 года (Белая книга ОАО "РЖД"). Согласно этому документу намечена модернизация и усиление системы тягового электроснабжения на ряде лимитирующих направлений, а также разработка систем тяги повышенного напряжения.

Одной из насущных проблем, связанных с созданием системы тяги постоянного тока повышенного напряжения, является разработка устройств и элементов систем тягового электроснабжения (СТЭ), в частности, соответствующего преобразовательного и коммутационного электрооборудования постоянного тока

тяговых подстанций (ТП), способного обеспечить надежное и эффективное функционирование электрифицированного железнодорожного транспорта. Причем, в соответствии с Энергетической стратегией ОАО "РЖД" на период до 2010 года и на перспективу до 2030 года, преимущество должно отдаваться преобразовательной технике на основе достижений в области силовых управляемых полупроводниковых элементов и коммутационным аппаратам, исключаяющим горение открытой дуги (бездуговым).

Таким образом, настоящая работа посвящена разработке целесообразных схемных решений по преобразовательному, распределительному и коммутационному оборудованию для ТП СТЭ постоянного тока повышенного напряжения  $12\div 24$  кВ с учетом вышеизложенных требований и исследованию эффективности их работы.

**Степень разработанности проблемы.** Исследованиям и разработкам выпрямительного и коммутационного оборудования ТП, систем тяги постоянного тока  $3$  кВ, а также повышенного напряжения  $6\div 24$  кВ, посвящены работы В.Е. Розенфельда, Т.П. Третьяка, А.Т. Буркова, В.Н. Пупынина, М.П. Бадера, А.М. Куссуля, А.И. Голубева, И.И. Рыкова, А.В. Фарафонова, В.Д. Радченко, С.Д. Соколова, Б.А. Аржанникова, А.В. Котельникова, А.И. Короленкова, М.И. Векслера, Л.К. Скурыгина, Д.Ф. Алферова и других ученых и инженеров.

**Цель работы** – разработка преобразовательно-распределительных устройств с фидерными выключателями без открытой дуги для ТП СТЭ постоянного тока повышенного напряжения  $12\div 24$  кВ, соответствующих современному уровню развития техники.

Для достижения указанной цели в диссертации поставлено решить следующие **задачи**:

- выполнить анализ конструкций и принципов действия известных типов высоковольтных выключателей постоянного тока и оценить рациональность их применения на ТП СТЭ повышенного напряжения  $12\div 24$  кВ;
- разработать перспективные варианты схем преобразовательно-распределительных устройств для ТП СТЭ повышенного напряжения  $12\div 24$  кВ с фидер-

ными выключателями постоянного тока без открытой дуги, а именно с бесконтактными на основе управляемых полупроводниковых приборов;

- изучить и математически описать электромагнитные процессы, протекающие при отключении токов нагрузки и коротких замыканий (КЗ), в тяговой сети постоянного тока  $12\div 24$  кВ предлагаемыми преобразовательно-распределительными устройствами с бесконтактными фидерными выключателями;

- разработать компьютерные модели предлагаемых преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными фидерными выключателями постоянного тока средствами пакета программ MATLAB и с их помощью провести численные экспериментальные исследования эффективности работы указанных устройств в различных режимах эксплуатации;

- определить параметры основного электрооборудования предлагаемых преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными фидерными выключателями постоянного тока повышенного напряжения  $12\div 24$  кВ;

- выполнить технико-экономическое сравнение разработанных вариантов преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными фидерными выключателями постоянного тока на напряжение  $12\div 24$  кВ с учетом их технических особенностей и дать рекомендации по их предпочтительному применению.

**Научная новизна работы.** В диссертации развивается теория бездуговой коммутации активно-индуктивных цепей постоянного тока высокого напряжения тем, что в ней:

- предложены новые схемные решения преобразовательно-распределительных устройств, как с управляемыми, так и с неуправляемыми выпрямителями и бесконтактными фидерными выключателями, предназначенные для питания тяговых сетей постоянного тока, в том числе повышенного напряжения  $12\div 24$  кВ;

- дано теоретическое описание электромагнитных процессов, возникающих при бездуговом отключении токов нагрузки и КЗ в тяговых сетях  $12\div 24$  кВ;

- с использованием компьютерного моделирования исследованы электромагнитные процессы в схемах предлагаемых устройств, протекающие при отключе-

нии ими токов нагрузки и КЗ в тяговых сетях 12÷24 кВ с различными параметрами;

**Практическая ценность работы.** Применение разработанных схем преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными фидерными выключателями на ТП СТЭ постоянного тока позволит улучшить массогабаритные показатели преобразовательных агрегатов, за счет отказа от катодных групп выпрямителей, добиться существенного ограничения отключаемых аварийных токов, за счет быстродействия бесконтактных выключателей. Отсутствие механических подвижных элементов в бесконтактных выключателях значительно повысит их ресурс, что в целом увеличит надежность работы СТЭ 12÷24 кВ.

Предложены компьютерные модели ТП постоянного тока напряжением 12÷24 кВ, оборудованные предлагаемыми преобразовательно-распределительными устройствами с бесконтактными фидерными выключателями, позволяющие всесторонне исследовать работу данных устройств.

Даны рекомендации по вопросам выбора основного электрооборудования предлагаемых преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными фидерными выключателями постоянного тока.

**Методы исследования.** При решении поставленных задач в диссертации выполнены анализ и обобщение данных научно-технической литературы, применены теоретические и эмпирические методы исследования, включающие в себя методы теории электрических цепей, использование преобразований Карсона для решения дифференциальных уравнений операторным методом при анализе электромагнитных процессов, компьютерное моделирование, метод Рунге-Кутты четвертого порядка для численного решения систем дифференциальных уравнений.

#### **Положения, выносимые на защиту:**

- два варианта преобразовательно-распределительных устройств с расщепленной трехфазной шиной пульсирующего напряжения, вместо традиционной шины «плюс», и с бесконтактными (без открытой дуги) фидерными выключателями постоянного тока. Один из вариантов выполнен на базе управляемых вы-

прямителей (УВ), а другой – на базе неуправляемых выпрямителей (НУВ), причем схемы принципиально отличаются друг от друга алгоритмом отключения токов нагрузки и КЗ;

- компьютерные модели и результаты моделирования работы преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными выключателями постоянного тока на напряжение 12÷24 кВ, подтверждающие высокую эффективность работы разработанных устройств;

- ориентировочные массогабаритные и стоимостные показатели основных узлов разработанных преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными выключателями постоянного тока на напряжения 12 кВ и 24 кВ.

**Достоверность результатов исследований** обеспечивается следующим:

- применением фундаментальных законов теории электрических цепей;
- корректностью принятых допущений и строгостью формальных преобразований;
- применением апробированных в различных областях науки и техники программных средств и методов компьютерного моделирования.

**Апробация работы.** Основные положения диссертационной работы и ее результаты докладывались и обсуждались на научно-технических семинарах кафедры «Энергоснабжение электрифицированных железных дорог» МИИТа в 2011-2013 гг., на XII и XIII научно-практических конференциях «Безопасность движения поездов» (МИИТ, октябрь 2011, 2012).

**Публикации.** Основное содержание работы опубликовано в пяти печатных работах, которые включают в себя три статьи в изданиях определенных перечнем ВАК Минобрнауки России и тезисы докладов на научно-практических конференциях. Получено два патента РФ на полезные модели.

**Структура и объем работы.** Диссертация состоит из введения, шести глав, заключения, списка основных сокращений, списка литературы из 100 наименования и восьми приложений. Общий объем диссертации составляет 163 страницы, включая 4 таблицы и 34 рисунка.

## **ГЛАВА 1 НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ СИСТЕМЫ ТЯГИ ПОСТОЯННОГО ТОКА ПОВЫШЕННОГО НАПРЯЖЕНИЯ 12÷24 кВ**

### **1.1 Повышение напряжения в тяговой сети, как способ модернизации существующей системы тяги постоянного тока напряжением 3 кВ**

Внедрение электрической тяги в России началось в 30-е годы прошлого века с применением систем постоянного тока напряжением 1,5 кВ на пригородных и 3 кВ на магистральных участках железных дорог. Это было связано с хорошими тяговыми характеристиками коллекторных электродвигателей постоянного тока, до сих пор, широко использующихся, на ЭПС и постоянного, и переменного тока. Установленный в настоящее время уровень напряжения в контактной сети 3 кВ представлял собой компромиссное решение, определяемое стоимостью потерь энергии в системе электроснабжения и стоимостью ее устройств. Хотя такое напряжение не является оптимальным ни для устройств электроснабжения, ни для оборудования ЭПС [4].

Однако увеличение мощности ЭПС железных дорог, вызванное необходимостью обеспечения растущих объемов перевозок, развитием высокоскоростного и тяжеловесного движения, стало приводить к возрастанию рабочих токов при заданном напряжении, что увеличивает потери напряжения и электрической энергии в СТЭ. Поэтому, в настоящее время, в силу указанных обстоятельств, существующая система тяги постоянного тока является слабым местом, ограничивающим эффективность железнодорожных перевозок. Вследствие этого, электрификация новых участков в нашей стране по данной системе тяги, как правило, не осуществляется.

Выход из сложившейся ситуации, путем перевода действующих участков постоянного тока на переменный ток, возможен только в некоторых обоснованных случаях. Во многих случаях смена систем электротяги с постоянного на переменный ток и с экономической, и с технической точки зрения нецелесообразна. Это объясняется тем, что максимальные затраты (70-80%) по переводу электрифицированных участков с постоянного на переменный ток непременно потребу-

ются для усиления изоляции контактной сети, которая при постоянном токе рассчитана на напряжение порядка  $12\div 15$  кВ [5]. Не следует забывать и о том, что для обеспечения электромагнитной совместимости СТЭ переменного тока и смежных линий, потребуется относительная, а в некоторых случаях и кабельное исполнение этих линий. Это связано с тем, что система тяги переменного тока вызывает не только мешающие, но и опасные влияния на смежные линии [6-7]. Поэтому для перевода на переменный ток потребуется увеличение полосы отвода железных дорог, что весьма проблематично для таких крупных полигонов постоянного тока, как Московская и Октябрьская железные дороги, расположенных в основном среди плотно застроенной инфраструктуры населенных пунктов.

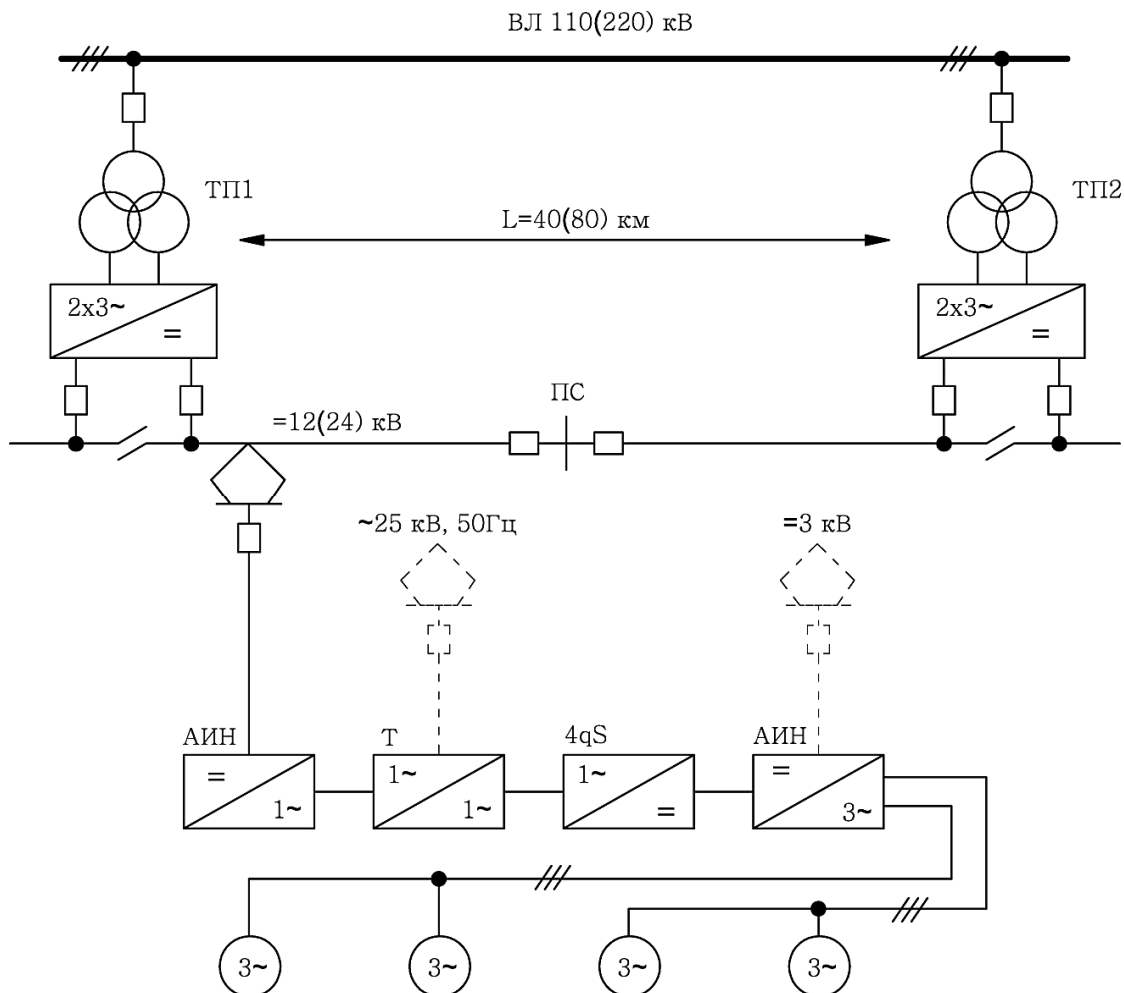
Именно поэтому необходима модернизация нынешней системы тяги постоянного тока напряжением 3 кВ, с целью повышения ее энергетической эффективности и увеличения пропускной способности.

Необходимость модернизации системы тяги постоянного тока осознают отечественные и зарубежные ученые, которые ведут поиски ее наиболее рационального пути [8-16]. Энергетическая эффективность электрической тяги, как и любой энергосистемы, напрямую зависит от величины напряжения передачи электроэнергии к ЭПС (потребителю). Поэтому в основном все сводится или к повышению напряжения непосредственно в контактной сети, или к строительству дополнительной питающей линии с промежуточными преобразовательными пунктами, понижающими напряжения до необходимого уровня.

Рассмотрим возможные варианты реализации СТЭ постоянного тока повышенного напряжения. Отметим, что они лишь обобщают известные принципы построения СТЭ постоянного тока, поэтому указанные на схемах элементы и ступени напряжений могут в конечном итоге быть иными.

В первом случае постоянное напряжение  $12\div 24$  кВ формируется на ТП, и подводится непосредственно к ЭПС через тяговую сеть, как это показано на рисунке 1.1. Такое решение позволит снизить расходы на сооружение контактной сети и улучшить качество токосъема при высоких скоростях движения, вследствие снижения потребляемых ЭПС токов. Расстояние между подстанциями будет

возможно увеличить, по меньшей мере, в 2 раза без увеличения установленной мощности преобразовательных агрегатов, а на местах части действующих тяговых подстанций организовать посты секционирования контактной сети.

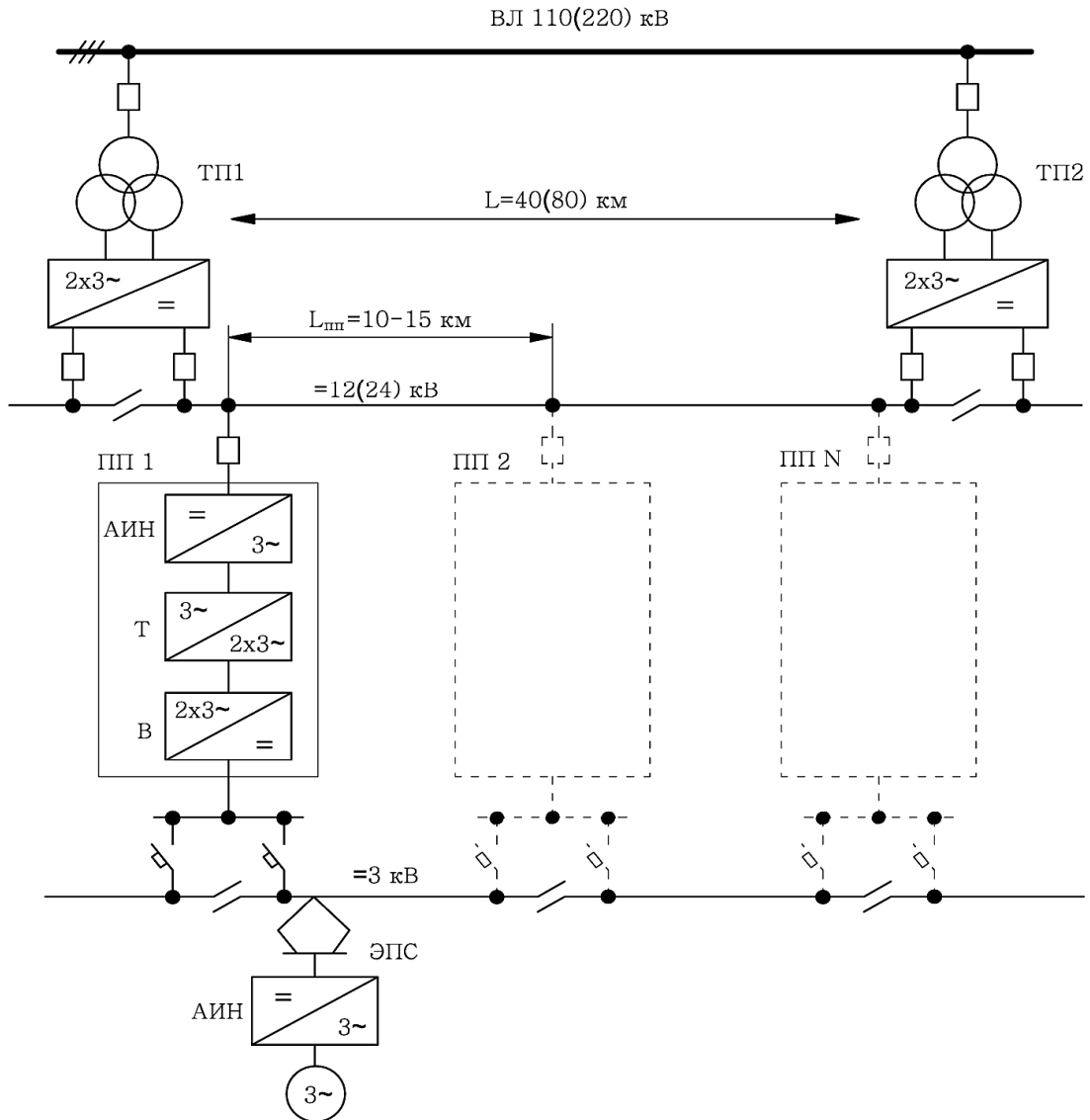


*ТП1, ТП2* – тяговые подстанции; *ПС* – пост секционирования контактной сети; *АИН* – автономные инверторы напряжения; *Т* – тяговый трансформатор; *4qS* – четырехквadrантный преобразователь.

Рисунок 1.1 – Принципиальная схема системы электрической тяги постоянного тока повышенного напряжения 12(24) кВ в контактной сети с многосистемным подвижным составом

Во втором варианте, показанном на рисунке 1.2, применяется распределенная система электроснабжения с продольной питающей линией постоянного тока напряжением 12÷24 кВ, подвешиваемой между тяговыми подстанциями по опорам контактной сети. При этом напряжение в контактной сети остается традиционным 3 кВ. От продольной линии с помощью автоматических преобразователь-

ных пунктов питания  $12(24)/3$  кВ, располагаемых в межподстанционной зоне, осуществляется питание контактной сети. Эта схема, является аналогом усиления систем переменного тока с применением автотрансформаторов ( $2 \times 25$  кВ,  $65+25$  кВ).



*ТП1, ТП2* – тяговые подстанции; *ПП 1, ПП 2, ПП N* – автоматические преобразовательные пункты питания; *АИН* – автономный инверторы напряжения; *Т* – понижающий преобразовательный трансформатор; *В* – двенадцатипульсовый выпрямитель; *ЭПС* – электроподвижной состав постоянного тока напряжением 3 кВ.

Рисунок 1.2 – Принципиальная схема системы распределенного тягового электроснабжения постоянного тока напряжением 3 кВ в контактной сети с продольной линией постоянного тока 12(24) кВ и автоматическими преобразовательными пунктами

Данная концепция обеспечивает высокие показатели по экономичности и надежности, позволяя снять ограничения по устройствам электроснабжения. При такой системе сохраняется возможность использовать существующий подвижной состав, и не требуются большие затраты на переоборудование контактной сети (необходимо только дополнительно разместить питающий провод повышенного напряжения и, если необходимо, усилить опоры).

Следует отметить, что ввиду сохранения напряжения в контактной сети на уровне  $3\text{ кВ}$ , использовать данную систему при организации высокоскоростного движения нецелесообразно, так как большие значения токов непосредственно в контактной сети не позволят обеспечить надежный токосъем при скорости движения больше  $250\text{ км/ч}$  [17-18].

Кратко анализируя основные особенности обоих вариантов, можно заключить что, система с повышенным напряжением непосредственно в контактной сети, при условии создания соответствующего подвижного состава, в целом будет эффективнее системы с распределенным электроснабжением, ввиду меньшего количества ступеней преобразования электроэнергии и пригодности для высокоскоростного движения.

Ключевым вопросом для обоих вариантов (повышенное напряжение в контактной сети или продольная линия постоянного тока повышенного напряжения с пунктами питания) является разработка преобразователя постоянно-постоянного тока (либо для ЭПС, либо для преобразовательных пунктов питания) и коммутационной аппаратуры, рассчитанных на соответствующее напряжение.

Однако сегодняшние достижения в области полупроводниковой техники открывают широкие возможности для создания мощного преобразовательного оборудования и бесконтактных коммутационных аппаратов постоянного тока. Зарубежной и отечественной промышленностью уже освоен выпуск мощных диодов и тиристоров на рабочие токи до  $5000\text{ А}$  и напряжения до  $8000\text{ В}$ . Налажено производство GCT- и IGCT-тиристоров нового поколения, которые в настоящее время выпускаются на токи до  $6000\text{ А}$  и напряжения до  $8000\text{ В}$  [19-23].

## **1.2 Анализ основных преимуществ и недостатков системы тяги постоянного тока повышенного напряжения 12÷24 кВ**

Главный аргумент в пользу существующих систем электроснабжения на переменном токе напряжением 25 и 2х25 кВ – это их большая пропускная способность вследствие более высокого напряжения, подводимого к ЭПС. Но перевести почти половину действующих электрифицированных железных дорог России на систему переменного тока будет весьма затруднительно. К тому же системы переменного тока не лишены ряда существенных недостатков.

В случае модернизации системы постоянного тока 3 кВ, путем повышения напряжения передачи энергии подвижному составу до уровня 12÷24 кВ, будет устранен ее главный недостаток и получена перспективная система электрической тяги с высокой энергетической эффективностью. В работах [3, 11] было показано, что уже при напряжении 12 кВ система постоянного тока будет иметь технико-экономические преимущества перед системой 27,5 кВ переменного тока. В работе [5] говорится об исследованиях Всероссийского научно-исследовательского института железнодорожного транспорта, выполненных в 70-е годы д.т.н. Б.Н. Тихменевым, которые показали, что энергетическая эффективность систем тяги переменного тока 25 кВ и постоянного тока напряжением 12÷15 кВ одинакова.

К числу **преимуществ системы тяги постоянного тока повышенного напряжения, перед системой тяги переменного тока**, относятся следующие.

- Тяговая нагрузка постоянного тока для трехфазной сети внешнего электроснабжения является симметричной, поэтому не вызывает несимметрию токов и напряжений в ней.
- отсутствие индуктивных потерь напряжения в тяговой сети в установившемся режиме.
- Коэффициент полезного действия (КПД) мощных преобразовательных агрегатов применяемых на ТП и выполненных по 12- или 24-пульсовым схемам выпрямления выше КПД преобразователей, установленных на ЭПС переменного тока, и, следовательно, они вызывают меньшие потери электроэнергии в этих устройствах.

- Меньшее электромагнитное влияние на смежные линии и устройства. Применение на ТП постоянного тока многопульсовых выпрямителей позволяет получить более качественное выпрямленное напряжение в тяговой сети, нежели напряжение, формируемое при потреблении тягового тока однофазными выпрямителями ЭПС переменного тока [6].

**По сравнению с традиционной системой тяги 3 кВ** повышенное напряжение позволит увеличить расстояния между смежными ТП. Сечение проводов контактной сети при той же передаваемой мощности, будет меньше. Это позволит снизить затраты на электрификацию либо, при равных сечениях проводов контактной сети, реализовать передачу электроэнергии к ЭПС гораздо большей мощности. Таким образом, решится главная проблема нынешней системы тяги постоянного тока – ее ограниченная пропускная способность, что позволит использовать модернизированные системы тяги постоянного тока повышенного напряжения 12÷24 кВ для питания железнодорожных линий высокоскоростного и тяжеловесного движения большой интенсивности.

К преимуществам системы тяги постоянного тока повышенного напряжения можно отнести облегчение работы защиты фидеров контактной сети от токов КЗ. В действующих тяговых сетях напряжением 3 кВ, как известно, выявление токов КЗ тока затруднено тем, что допустимая рабочая нагрузка соизмерима и даже может превышать минимально возможный ток КЗ фидера. Повышение напряжения в тяговой сети, снизит токи, потребляемые ЭПС, что позволит устройствам защиты более просто и надежно различать токи КЗ от токов нагрузки.

Кроме того, снижение значений рабочих токов, протекающих в тяговой сети, приведет к снижению потенциалов рельсов относительно земли, что уменьшит опасность электрокоррозионного разрушения подземных сооружений вблизи электрифицированной железной дороги [16].

**Среди недостатков системы тяги постоянного тока повышенного напряжения** можно отметить следующие.

- Повышение выпрямленного напряжения на ТП приводит к такому же повышению его гармонических составляющих, а, следовательно, к увеличению

электромагнитного влияния на смежные слаботочные линии и системы. Для обеспечения указанной электромагнитной совместимости необходимо будет повысить качество выпрямленного напряжения на выходе ТП. Это может быть достигнуто усложнением сглаживающих фильтров тяговых подстанций и применением многопульсовых преобразовательных агрегатов [24].

- Сложность и более высокую стоимость преобразовательного и коммутационного оборудования постоянного тока высокого напряжения.

### 1.3 Выводы по главе

1 Существующая система тяги постоянного тока напряжением 3,3 кВ не соответствует современному техническому уровню и не способна справиться с нарастающими объемами перевозок, поэтому не имеет дальнейших перспектив широкого использования.

2 Главной причиной этого является относительно низкое напряжение в тяговой сети, ограничивающее пропускную способность железных дорог по устройствам электроснабжения.

3 Перевод существующих участков постоянного тока 3 кВ на переменный ток далеко не всегда оправдан и возможен. Поэтому выход из сложившейся ситуации заключается в модернизации существующей системы тяги постоянного тока, путем повышения напряжения до уровня 12÷24 кВ.

4 Ключевым вопросом при организации системы тяги постоянного тока повышенного напряжения 12÷24 кВ является разработка соответствующего ЭПС, а также преобразовательного и коммутационного оборудования СТЭ.

## ГЛАВА 2 РАЗРАБОТКА СХЕМ ТЯГОВЫХ ПОДСТАНЦИЙ ДЛЯ СИСТЕМ ТЯГОВОГО ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ПОСТОЯННОГО ТОКА ПОВЫШЕННОГО НАПРЯЖЕНИЯ 12÷24 КВ

### 2.1 Перспективные технические решения для тяговых подстанций постоянного тока повышенного напряжения

Тяговые подстанции являются одними из важнейших устройств системы тягового электроснабжения. Они отличаются многофункциональностью, так как должны одновременно и бесперебойно обеспечивать электроэнергией не только ЭПС, но и различные нетяговые и районные потребители.

Технические решения, принимаемые при разработке ТП СТЭ постоянного тока напряжением 12÷24 кВ, должны учитывать современный уровень развития техники и быть ориентированы на повышение энергетической эффективности, надежности и безопасности обслуживания ТП, а также, по возможности, на снижение капитальных затрат при их строительстве и эксплуатации.

Ниже рассмотрены известные решения и разработки, которые целесообразно применить при сооружении новых ТП СТЭ постоянного тока 12÷24 кВ.

**Блочно-модульное исполнение подстанций**, позволит минимизировать отводимые площади и объемы зданий для размещения оборудования. Функциональные блоки должны поставляться на место строительства полностью смонтированными и испытанными на заводе. Их применение существенно снижает время и стоимость строительства. Эксплуатация блочно-модульных подстанций требует меньших затрат, так как упрощается их техническое обслуживание, благодаря использованию высоконадежного оборудования, а также автоматизации его функционирования [25-26].

**Одноступенчатая трансформация** питающего напряжения для питания выпрямителей ТП, позволяет уменьшить потери электроэнергии и капитальные затраты на закупку и монтаж оборудования ТП, за счет отсутствия понижающих трансформаторов. На таких подстанциях напряжение энергосистемы подводится непосредственно на преобразовательные трансформаторы [27].

**Применение многопульсовых схем выпрямления** (с числом пульсаций 12 и выше) продиктовано необходимостью повышения качества выпрямленного напряжения, снижения потребления реактивной электрической энергии, уменьшения высших гармонических токов и напряжений в питающей сети [6]. Современный уровень электротехнического производства позволяет реализовать любую схему многопульсового преобразователя, но выбор оптимальной следует вести на основе простых и сложных трехфазных мостовых схем, так как нулевые явно неконкурентоспособны из-за большого расхода дефицитных материалов и значительных потерь энергии [28].

**Минимизация числа полупроводниковых приборов** в плечах выпрямителей стала возможна с улучшением их параметров [19-20]. Оптимизирована технология их производства, позволяющая получать качественные приборы с высокой надежностью, большим ресурсом работы и низкими потерями в проводящем состоянии. Применение таких приборов с интенсивными системами принудительного воздушного или термосифонного охлаждения [29] на ТП упрощает построение выпрямительных агрегатов, позволяя минимизировать число параллельных и последовательных соединений полупроводниковых приборов в плечах выпрямителей. Вследствие этого, снижаются масса и габариты выпрямителей, потери электроэнергии в них, упрощаются цепи защиты и контроля состояния полупроводниковых приборов.

**Бесконтактная коммутационная аппаратура** для фидеров постоянного тока на основе управляемых полупроводниковых приборов имеет неоспоримые преимущества по основным техническим показателям в сравнении с традиционными дуговыми выключателями. Она имеет лучшее быстродействие и более высокий коммутационный ресурс, поэтому будет особо привлекательна для использования в СТЭ постоянного тока напряжением  $12\div 24$  кВ.

**Отказ от маслonaполненного оборудования** и по возможности его замена оборудованием с «сухой» или с литой изоляцией, а также оборудованием с экологически чистыми негорючими жидкостями или элегазом. Этот шаг позволит избавиться от архаичного масляного хозяйства, пожароопасного, экологически вред-

ного, требующего сложной системы диагностики и значительных затрат на обслуживание и хранение.

**Создание и применение мощных накопителей энергии** является важным направлением для электрифицированных железных дорог. Они позволяют оптимально использовать энергию рекуперации для нужд тяги, улучшить качество электроэнергии, сглаживать суточную неравномерность потребления электроэнергии от энергосистем, оптимизируя себестоимость перевозок [30-31].

**Релейной защите тяговых сетей** постоянного тока должно уделяться особое внимание, так как ликвидация аварий в них является сложной задачей. Необходимо иметь средства защиты, позволяющие с высокой точностью выявлять характер процессов, протекающих в тяговой сети, и способные различать по множеству различных параметров степень аварийного воздействия коротких замыканий. В то же время новые средства защиты должны обладать высокой надежностью, должны быть удобными в эксплуатации и при их обслуживании. Одновременно они должны выполнять дополнительные функции, связанные с работой элементов автоматики и, в некоторых случаях, осуществлять контроль над правильностью производимых действий при выполнении отдельных операций, связанных с переключениями устройств в системе электроснабжения. В основу такой защиты для тяговых сетей постоянного тока повышенного напряжения уместно заложить аналогичный алгоритм [32-33], который используется в многопараметрической микропроцессорной защите фидеров тяговой сети постоянного тока 3,3 кВ, выпускаемой ООО "НИИЭФА-ЭНЕРГО" Санкт-Петербург.

**Автоматизированная система управления, мониторинга и диагностики** оборудования ТП для осуществления непрерывного контроля его работы, автоматического распознавания и записи аварийных и предаварийных состояний, и извещении о них различных операторов [34]. На основе анализа накапливаемой информации можно принимать решения об изменении режима работы подстанции, о проведении ремонтно-предупредительных работ. Таким образом, автоматизация управления, обслуживания и техническая диагностика позволят перейти от работы по регламенту к обслуживанию по фактическому состоянию оборудования.

Рассмотренные перспективные технологии и решения и полезные эффекты, достигаемые их внедрением, для наглядности показаны ниже в таблице 2.1.

Таблица 2.1– Перспективные технические решения для тяговых подстанций постоянного тока повышенного напряжения 12÷24 кВ

Технические решения	Эффекты, достигаемые их применением
Блочно-модульное исполнение подстанций	Минимизация отводимых площадей и объемов зданий для оборудования. Существенное снижение времени и стоимости строительства. Эксплуатация блочно-модульных подстанций требует меньших затрат
Одноступенчатая трансформация питающего напряжения	Уменьшение потерь электроэнергии и капитальных затрат на монтаж тяговой подстанции за счет отсутствия отдельных понижающих трансформаторов
Применение многопульсовых схем выпрямления	Повышение качества выпрямленного напряжения, снижение потребления реактивной мощности, улучшение внешней характеристики выпрямителей, уменьшение высших гармонических токов и напряжений в питающей сети
Минимизация числа полупроводниковых приборов	Снижение массы и габаритов выпрямительных агрегатов, снижение потерь электроэнергии в них, упрощение цепей защиты и контроля состояния полупроводниковых приборов
Бесконтактная коммутационная аппаратура	Высокое быстродействие, большой коммутационный ресурс, большая отключающая способность и минимальные перенапряжения при коммутациях
Отказ от маслонаполненного оборудования	Избавление от устаревшего масляного хозяйства, пожароопасного и экологически вредного, требующего сложной диагностики и значительных затрат на обслуживание и хранение.
Применение мощных накопителей энергии	Оптимальное использование энергии рекуперации для нужд тяги, улучшение качества электроэнергии, сглаживание суточной неравномерности потребления электроэнергии от энергосистем
Многопараметрическая микропроцессорная релейная защита тяговых сетей	Возможность с высокой точностью выявлять характер процессов, протекающих в тяговой сети, различать по множеству различных параметров наличие коротких замыканий
Автоматизированная система мониторинга и диагностики	Осуществление непрерывного контроля работы оборудования тяговой подстанции, автоматического распознавания и записи аварийных и предаварийных состояний, и извещения о них различных операторов

## **2.2 Анализ различных типов выключателей постоянного тока на предмет их использования в системах тягового электроснабжения постоянного тока повышенного напряжения 12÷24 кВ**

Особенностью российских электрифицированных железных дорог является то, что во многих случаях они служат энергообразующей системой для целых регионов и областей страны. ТП перерабатывают до 40% электроэнергии для промышленности. Безусловно, это сыграло в свое время положительную роль при электрификации народного хозяйства. И сегодня переработка электроэнергии для сторонних потребителей приносит определенный доход.

Однако, с технической точки зрения, в этом имеются и отрицательные факторы. Большинство эксплуатируемых ТП получают питание от мощных энергосистем по линиям электропередачи напряжением 110÷220 кВ, что усложняет конструктивное исполнение подстанции, требует применения крупногабаритного и дорогостоящего оборудования (понижающие трансформаторы, выключатели, разъединители и т.п.). Под распределительные устройства отводятся большие площади земель. Одновременно с этим, нацеленность на обеспечение растущих объемов перевозок привела к усилению устройств тягового электроснабжения, а именно к созданию мощных преобразовательных агрегатов с непосредственным подключением к энергосистеме (одноступенчатая трансформация) и уменьшению сопротивления тяговой сети за счет увеличения ее сечения.

Сочетание указанных обстоятельств привело к серьезной проблеме – необходимости отключения больших токов КЗ в тяговой сети постоянного тока. Например, на некоторых существующих ТП постоянного тока 3 кВ значение установившегося КЗ в максимальном режиме может достигать 50÷70 кА.

Несмотря на то, что с повышением выпрямленного напряжения, при равной мощности КЗ в расчетной точке, токи КЗ в цепи обратно пропорционально уменьшаются, более высокое напряжение существенно усложнит работу коммутационной аппаратуры постоянного тока. Прежде всего, это связано с тем, что для гашения тока в цепи придется преодолеть большее напряжение источника питания, причем сделать это за минимальное время (не превышающее время отключе-

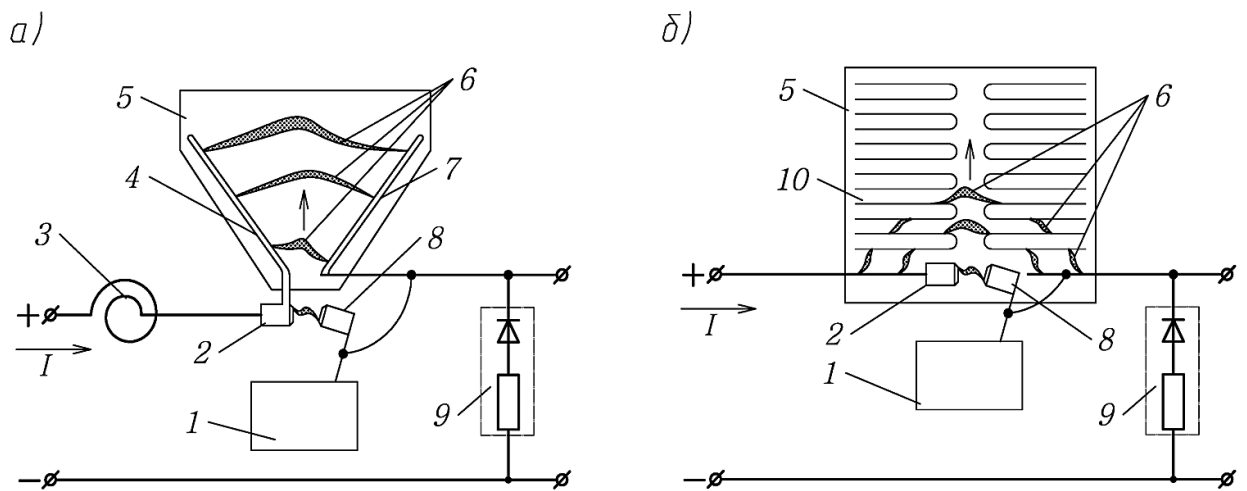
ния существующих выключателей на напряжение 3,3 кВ). Также потребуется усиление изоляции токоведущих цепей выключателей.

Таким образом, для системы повышенного напряжения 12÷24 кВ ставится непростая задача по созданию надежных коммутационных аппаратов, способных справиться с отключением самых мощных КЗ и имеющих ресурс не меньший, чем ресурс существующих выключателей постоянного тока на напряжение 3,3 кВ.

Поиск решения поставленной задачи начнем с анализа устройства и работы некоторых из известных типов выключателей постоянного тока [35-64], и оценки возможности их применения в перспективных СТЭ постоянного тока 12÷24 кВ.

**Дуговой электромагнитный выключатель** постоянного тока. В настоящее время является основным защитным коммутационным аппаратом тяговых сетей железных дорог постоянного тока 3,3 кВ и метрополитена. Выключатели могут иметь дугогасительные камеры с длинной дугой или с рядом коротких дуг. Их принципиальные схемы с указанием основных элементов выключателей представлены на рисунке 2.1. Опишем работу электромагнитного выключателя, оснащенного дугогасительной камерой с длинной дугой (рисунок 2.1 а). При отключении цепи с током, электромагнитный механизм 1 размыкает контакты 2 и 8, между которыми возникает и горит управляемая электрическая дуга б, которая загоняется в специальную дугогасительную камеру 5, где она быстро перемещается вверх по камере под действием магнитного поля, создаваемого катушкой магнитного дутья 3, и интенсивно растягивается. Это приводит к деионизации дуги, а значит к увеличению ее сопротивления. Как следствие, на дуге происходит рост встречного напряжения до величины в 2,5-3 раза большей, чем напряжение источника питания (выпрямительного агрегата). Благодаря этому ток в цепи ограничивается, а затем снижается до нуля, вследствие чего, дуга гаснет и электрическая цепь оказывается разорванной. При этом в электрической дуге выделяется значительная энергия, приносимая в процессе отключения от источников цепи и запасенная к моменту отключения в индуктивностях цепи, поэтому конструкция дугогасительной камеры должна обеспечить рассеивание этой энергии. Для облегчения работы выключателя при отключении используется диодное разрядное

устройство (ДРУ) 9, которое представляет собой последовательно соединенные мощный силовой диод и разрядный резистор. В процессе отключения, как только падение напряжения на индуктивности тяговой сети и реактора станет равным и противоположным по знаку падению напряжения на активных сопротивлениях этих элементов, открывается ДРУ. При этом шунтируется индуктивность тяговой сети и реактора, что приводит к уменьшению времени отключения выключателем цепи и снижению перенапряжения в тяговой сети [35].



1 – электромагнитный механизм; 2 – неподвижный контакт; 3 – катушка магнитного дутья; 4, 7 – направляющие электроды (рога); 5 – дугогасительная камера; 6 – электрическая дуга в нескольких стадиях с направлением движения по камере; 8 – подвижный контакт; 9 – диодное разрядное устройство (может не устанавливаться); 10 – электроды.

Рисунок 2.1 – Принципиальная схема электромагнитного выключателя постоянного тока с длинной дугой (а) и с рядом коротких дуг (б)

Чтобы получить выключатель на напряжение, скажем, 13,2 кВ с тем же временем нарастания напряжения на дуге, как и у выключателя на напряжение 3,3 кВ, необходимо будет соединить последовательно четыре синхронно работающих электромагнитных выключателя на напряжение 3,3 кВ. Так как для защиты фидеров контактной сети постоянного тока 3,3 кВ применяются, как правило, сдвоенные выключатели 2хВАБ-49 или одиночные ВАБ-206, нетрудно догадаться, что даже при напряжении 13,2 кВ придется иметь на каждый фидер восемь выключателей типа ВАБ-49 или четыре выключателя типа ВАБ-206.

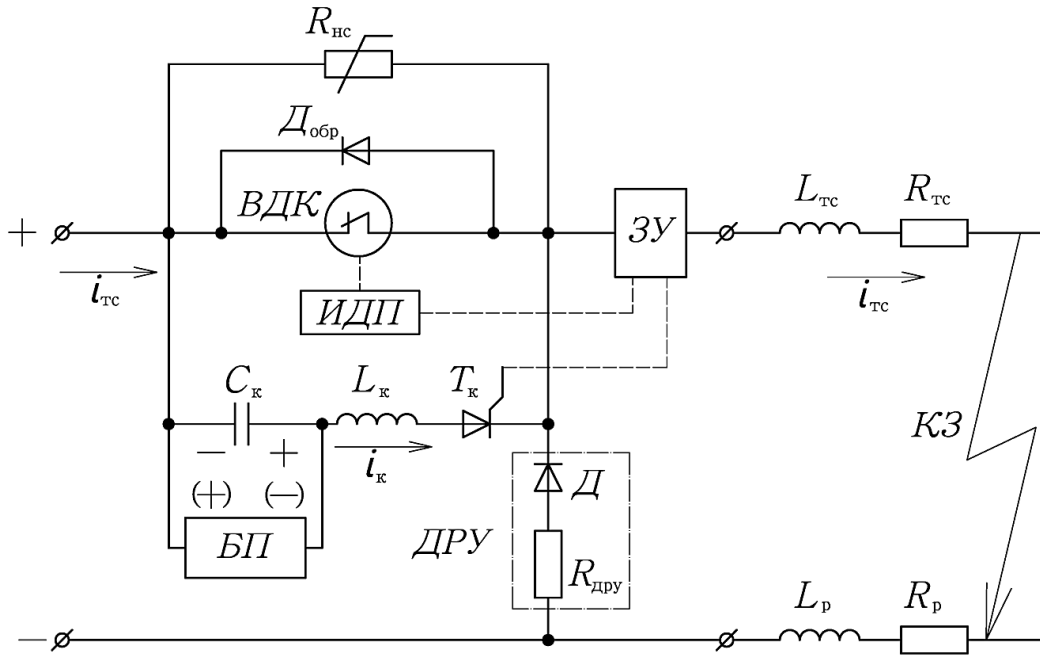
Таким образом, получится выключатель непомерно громоздкой конструкции, а наличие большого количества дугогасительных камер, откуда возможен выброс открытой дуги, делает такое решение чрезвычайно пожароопасным. Необходимо отметить и то, что обеспечить синхронную работу всех последовательно срединных выключателей будет весьма затруднительно.

Перечислив лишь эти доводы, можно утверждать, что использование дуговых электромагнитных выключателей в системе тягового электроснабжения  $12\div 24$  кВ вряд ли целесообразно.

**Вакуумно-вакуумный выключатель** постоянного тока. Это выключатель, в котором роль главных контактов выполняет вакуумная дугогасительная камера, оснащенная электродинамическим приводом. Известно несколько модификаций такого рода выключателей. Одна из них, на напряжение 13,2 кВ и номинальный ток 1,6 кА, в 1993 г. была разработана, изготовлена в двух экземплярах и прошла испытания на полигоне Министерства путей сообщения «Щербинка» и на ТП «Мельничный Ручей» Октябрьской железной дороги [36]. Изначально в качестве вспомогательного ключа, в цепи контура коммутации, как и в главной цепи, использовалась вакуумная камера, из-за чего выключатель получил свое название. Однако в дальнейшем он был усовершенствован и на рисунке 2.2 представлена его улучшенная вариация с зарядом коммутирующего конденсатора от независимого источника и тиристором в цепи коммутации, (так называемый вакуумно-тиристорный выключатель).

Принцип работы вакуумно-тиристорного выключателя сводится к следующему. Пусть вакуумная дугогасительная камера (ВДК) включена и через ее контакты протекает ток тяговой сети  $i_{тс}$ . Коммутирующий тиристор  $T_k$  закрыт. При перегрузке или КЗ в тяговой сети срабатывает защитное устройство ЗУ, подает сигнал на открытие тиристора  $T_k$  и он отпирается. Одновременно с этим индукционно-динамический привод (ИДП) размыкает контакты ВДК, между которыми загорается электрическая дуга. Через образовавшийся контур  $C_k-L_k-T_k-ВДК-C_k$  начинается колебательный процесс перезаряда конденсатора  $C_k$ , при этом ток  $i_k$  в контуре первоначально направлен встречно току через ВДК. Разряд длится до тех

пор, пока между контактами *ВДК* не создается падение напряжения, открывающее обратный диод  $D_{обр}$ , шунтирующий *ВДК*.



*ВДК* – вакуумная дугогасительная камера; *ИДП* – индукционно-динамический привод; *БП* – независимый блок питания; *ЗУ* – защитное устройство; *ДРУ* – диодное разрядное устройство;  $R_{дру}$  – разрядное сопротивление *ДРУ*;  $D$  – разрядный диод *ДРУ*;  $R_{нс}$  – динамическое сопротивление варистора;  $D_{обр}$  – обратный диод;  $C_к$ ,  $L_к$  – соответственно емкость и индуктивность цепи коммутации;  $T_к$  – тиристор цепи коммутации;  $L_{тс}$ ,  $R_{тс}$  – соответственно индуктивность и сопротивление тяговой сети;  $L_р$ ,  $R_р$  – соответственно индуктивность и сопротивление сглаживающего реактора.

Рисунок 2.2 – Принципиальная схема главных цепей вакуумно-тиристорного выключателя постоянного тока

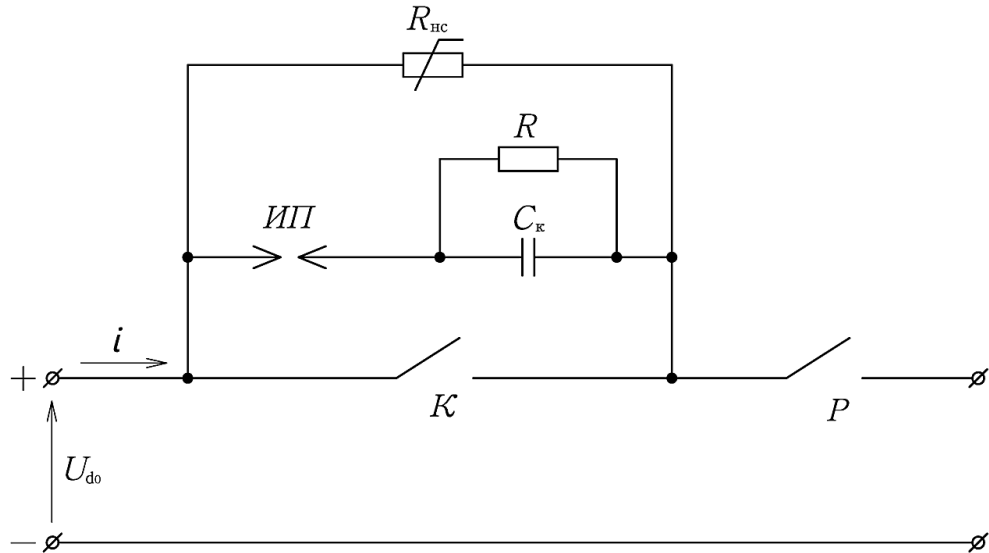
После открытия обратного диода  $D_{обр}$ , ток, протекающий через *ВДК* становится равным нулю, после достижения током  $i_к$  величины  $i_{тс}$ , то есть происходит коммутация тока из ветви с *ВДК* в ветвь коммутации. При этом по ветви  $C_к - L_к - T_к - D_{обр} - C_к$  продолжается дальнейший перезаряд конденсатора. Пока ток через *ВДК* равен нулю, в течение примерно 15 мкс восстанавливается ее электрическая прочность, и она оказывается полностью отключенной. В процессе перезаряда напряжение конденсатора  $C_к$ , обратное напряжению источника продолжает увеличиваться, вследствие чего, ток  $i_{тс}$  в тяговой сети начнет уменьшаться, а напряжение на индуктивности тяговой сети менять знак. Конденсатор  $C_к$  перезаряжается до тех пор, пока напряжение на нем не сравняется со значением напряжения

открытия варистора  $R_{нс}$ . Варистор  $R_{нс}$  открывается и шунтирует конденсатор  $C_k$ , защищая его от пробоя. Ток, протекавший через  $C_k$ , начинает протекать через варистор, который ограничивает встречное напряжение на зажимах выключателя. Ток в отключаемой цепи начинает уменьшаться и в момент, когда падение напряжения на индуктивности тяговой сети  $L_{тс}$  и реактора  $L_p$  станет равным и противоположным по знаку падению напряжения на сопротивлениях  $R_{тс}$  и  $R_p$ , открывается  $ДРУ$ . Подключение  $ДРУ$  образует два взаимосвязанных контура: затухающего тока тяговой сети через варистор  $R_{нс}$  и тока  $i_{тс}$ , замыкающегося через  $ДРУ$ . Ток через варистор быстро спадает до нуля, а через  $ДРУ$  продолжает протекать постепенно затухающий ток  $i_{тс}$  тяговой сети, который гасится на сопротивлениях  $R_{дру}$ ,  $R_{тс}$  и  $R_p$  до нуля. Таким образом, энергия, накопленная в индуктивностях питающей сети и нагрузки, рассеивается в сопротивлении варистора и разрядном сопротивлении  $ДРУ$ . Существенно, что при этом реализуется вариант идеального отключающего устройства постоянного тока [37].

В мировой энергетике в области передачи энергии постоянным током высокого напряжения также известны высоковольтные выключатели, работающие по принципу наложения тока перезаряда предварительно заряженного конденсатора встречно току главной цепи и рассеивания энергии на варисторе. В качестве контакта главной цепи используется вакуумная камера, а в качестве контакта коммутирующей цепи – управляемый вакуумный разрядник (тригatron). Компания «General Electric» изготовила выключатель такого типа на рабочее напряжение 80 кВ и ток 5 кА [38]. Также по данной технологии, в свое время, был изготовлен выключатель фирмы «Toshiba Corporation» с номинальными параметрами 250 кВ и 3,5 кА [39].

Хорошее быстродействие рассмотренного выключателя достигается применением индукционно-динамического привода. Использование вакуумных дугогасительных камер заметно снижает массогабаритные показатели выключателя, а также исключает горение открытой электрической дуги. Указанные достоинства этого типа выключателей делают вполне возможным его применение в СТЭ постоянного тока 12÷24 кВ.

**Дуговой выключатель с незаряженным конденсатором**, схематично изображен на рисунке 2.3. Принцип его работы заключается в создании напряжения на электрической дуге при размыкании контактов выключателя и переключения постоянного тока на ветвь с незаряженным конденсатором  $C$ . При нормальной работе и коммутирующий переключатель  $K$ , и рубильник  $P$  находятся в замкнутом положении.



$K$  – коммутирующий переключатель;  $P$  – рубильник;  $R$  – разрядный резистор;  $ИП$  – искровой промежуток;  $R_{nc}$  – динамическое сопротивление варистора.

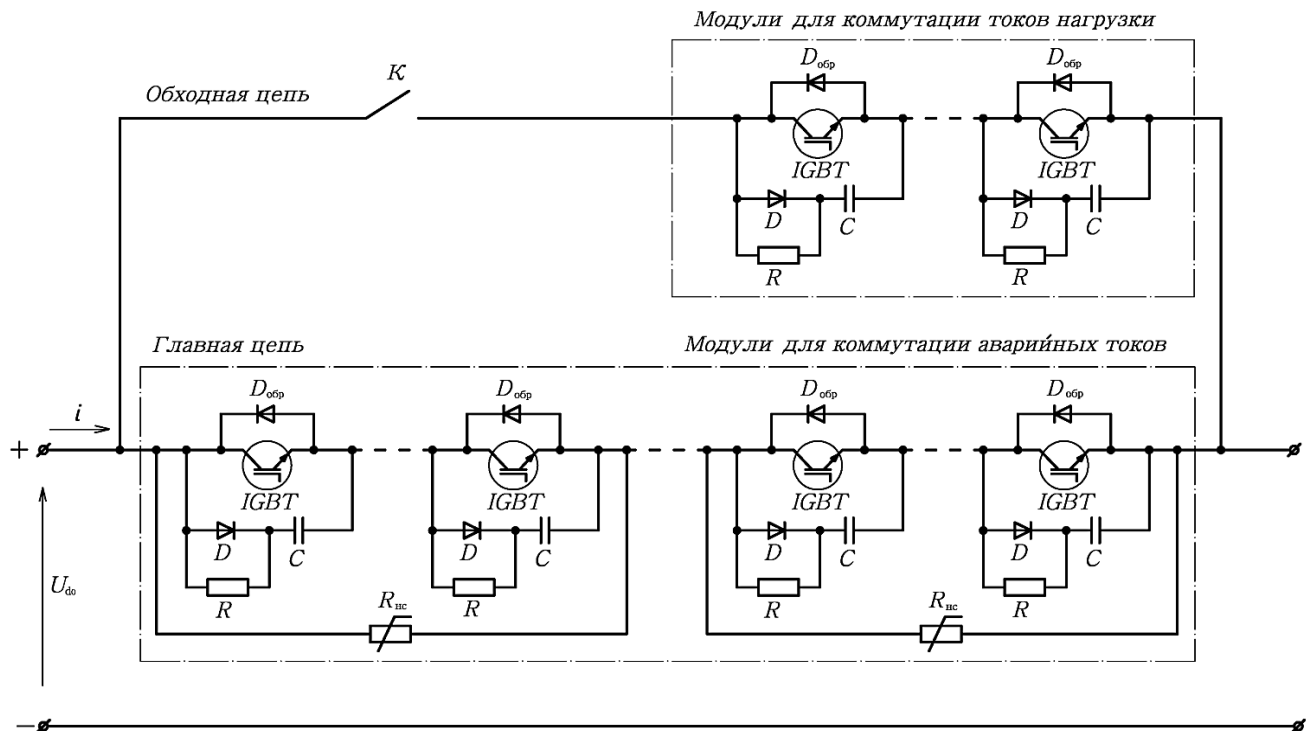
Рисунок 2.3 – Принципиальная схема главных цепей дугового выключателя постоянного тока с незаряженным конденсатором

В случае возникновения аварии, переключатель  $K$  начинает размыкаться и между его контактами загорается дуга. При достижении определенного напряжения на дуге пробивается искровой промежуток  $ИП$ , что приводит к резкому переключению тока  $i$  на цепь с незаряженным конденсатором  $C$ . Ток в дуговом канале переключателя  $K$  уменьшается и прерывается. Заряд конденсатора  $C$  током  $i$  через перекрытый промежуток  $ИП$  длится до тех пор, пока напряжением на нем не достигнет заданного уровня, ограниченного нелинейным сопротивлением  $R_{nc}$ . После чего  $R_{nc}$  открывается и ток цепи  $i$  начинает замыкаться через него спадая до нуля. Конденсатор  $C$  перестает заряжаться, ток через него становится равным нулю и дуга в  $ИП$  гаснет. Накопленная конденсатором  $C$  энергия рассеивается на

его шунтирующем сопротивлении  $R$ . Совместными усилиями фирмами «ASEA» «AEG» и «Siemens» был разработан выключатель по схеме на рисунке 2.3 в модульном исполнении на напряжение  $200 \text{ кВ}$  и ток  $2,5 \text{ кА}$  [40].

Недостаток указанной схемы выключателя заключается в невысоком коммутационном ресурсе, из-за наличия коммутирующего переключателя  $K$ , на котором при размыкании цепи некоторое время горит открытая электрическая дуга. Таким образом, применение данной схемы выключателей в тяговых сетях постоянного тока повышенного напряжения  $12\div 24 \text{ кВ}$  вряд ли будет разумно.

**Гибридный выключатель** постоянного тока, разработанный компанией «ABB» в 2012 г. [41], схематично приведен на рисунке 2.4.



$K$  – быстродействующий контактор;  $IGBT$  – биполярный транзистор с изолированным затвором;  $R, D$  и  $C$  – соответственно, резистор, диод и конденсатор снабберной цепи;  $D_{обр}$  – обратный диод;  $R_{вс}$  – динамическое сопротивление варистора.

Рисунок 2.4 – Принципиальная схема главных цепей гибридного выключателя постоянного тока фирмы «ABB»

Особенностью выключателя является наличие двух параллельных токоведущих ветвей: главной и обходной. Главная ветвь выключателя сформирована из нескольких секций, состоящих из модулей  $IGBT$  (биполярный транзистор с изо-

лированным затвором), обратных диодов  $D_{обр}$  и снабберных (демпфирующих)  $RCD$ -цепей. Каждая из таких секций защищена индивидуальным блоком варисторов  $R_{нс}$ . Главная ветвь выключателя рассчитана на полное рабочее напряжение и кратковременное (на время отключения) пропускание аварийных токов. Обходная ветвь содержит аналогичные секции, за исключением блоков варисторов, и служит для длительного протекания по ней рабочих токов. Дополнительно в обходной цепи установлен быстродействующий контактор  $K$ .

В штатном режиме рабочий ток протекает только через обходную ветвь. Коммутация рабочих токов происходит с помощью управления запираемыми вентилями ( $IGBT$ -транзисторами) обходной ветви.

Когда происходит короткое замыкание в защищаемой сети, ток переводится из обходной ветви в главную цепь, путем открытия в ней полупроводниковых вентилях. Затем быстродействующим контактором  $K$  разрывается обесточенная обходная цепь. При этом обеспечивается защита элементов обходной цепи от коммутационных перенапряжений, возникающих в процессе отключения тока в главной цепи. На последнем этапе происходит отключение тока путем запираания вентилях главной цепи и рассеивания накопленной энергии на варисторах.

Опытные образцы гибридных выключателей данной конструкции на напряжение  $320\text{ кВ}$  и ток  $2\text{ кА}$ , прошли испытания в лабораториях «АВВ».

Положительным свойством данного выключателя является сочетание быстродействия и отсутствие горения оторванной дуги, так как для коммутации используются полупроводниковые приборы ( $IGBT$ -транзисторы).

Среди недостатков можно отметить то, что  $IGBT$ -транзисторы имеют небольшую перегрузочную способность и высокие (по сравнению с тиристорами) потери электроэнергии во включенном состоянии.

В целом, учитывая тенденции улучшения рабочих характеристик транзисторов  $IGBT$  от поколения к поколению, конструкция данного гибридного выключателя позволяет говорить о возможности его применения в СТЭ постоянного тока  $12\div 24\text{ кВ}$ , после дополнительных исследований на предмет технико-экономической эффективности.

### 2.3 Общие технические решения предлагаемых схем тяговых подстанций системы тягового электроснабжения постоянного тока повышенного напряжения 12÷24 кВ

Перейдем к решению основной задачи настоящей работы – поиску целесообразных схемных решений по преобразовательному, распределительному и бездуговому коммутационному оборудованию для ТП СТЭ.

Интенсивное развитие силовой полупроводниковой техники позволяет в настоящее время создать мощные бесконтактные отключающие устройства в комплекте с выпрямителями (преобразовательными агрегатами) ТП. Определенные успехи достигнуты как в области незапираемых приборов (диодов и тиристоров), так и в области запираемых приборов (*IGCT*-тиристоры, *IGBT*-транзисторы). Поскольку при работе подобных устройств отключение токов производится «статически», то есть без наличия механически размыкаемых контактов и горения открытой электрической дуги, рабочий ресурс таких отключающих устройств многократно превосходит ресурс традиционных дуговых электромагнитных выключателей.

Далее подробно рассмотрены два варианта преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными фидерными выключателями, приспособленных для коммутации цепей постоянного тока без открытой дуги.

**Главной особенностью** предлагаемых в данной работе преобразовательно-распределительных устройств является применение вместо традиционной «плюс» шины выпрямленного напряжения расщепленной трехфазной системы шин пульсирующего напряжения и перенос функций вентилей катодных групп трехфазных мостов каждого выпрямителя на бесконтактные фидерные выключатели постоянного тока. То есть, каждый бесконтактный фидерный выключатель является продолжением выпрямителя. Для этого тиристоры (фототиристоры) главных цепей фидерных выключателей объединены в трехполюсную группу, у которой имеются три отдельных анодных вывода и электрически соединенные катоды, образующие плюсовой вывод выключателя. Новизной данных схем являются технические решения, за счет которых обеспечивается надежное отключение токов на-

грузки и КЗ в питаемой сети. О них будет подробно сказано ниже при описании работы рассматриваемых схемы.

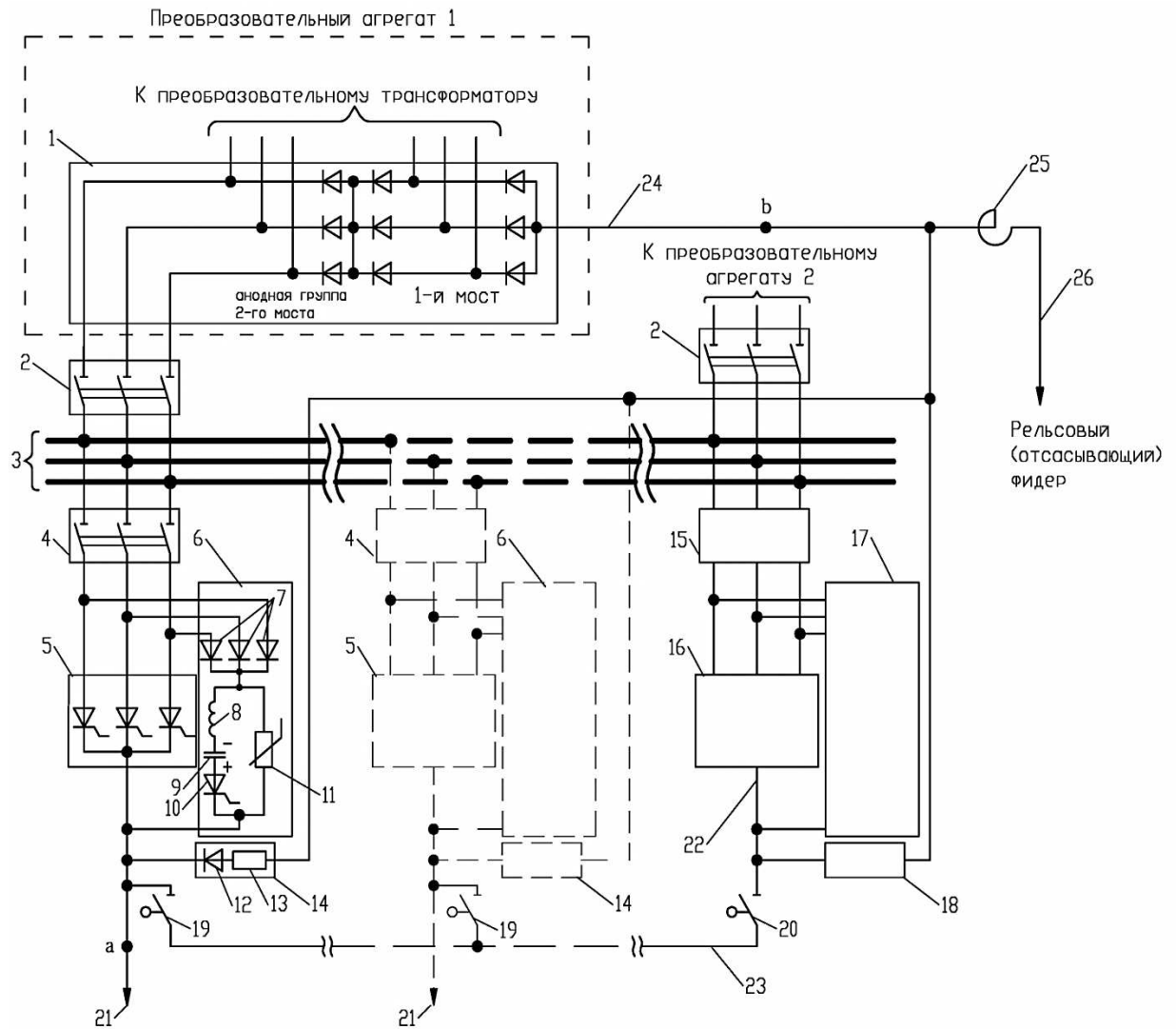
Идея принятой концепция построения схем преобразовательно-распределительных устройств заключается в том, что она позволит на четверть снизить массу и габариты каждого из установленных на ТП выпрямителей. Положительный эффект более очевиден в СТЭ повышенного напряжения, где выпрямители на  $12\div 24$  кВ будут громоздкими и дорогими. Более того, применение расщепленной трехфазной шины пульсирующего напряжения, вместо привычной «плюс» шины выпрямленного напряжения, позволит максимально просто реализовать бесконтактные фидерные выключатели на большие номинальные токи не прибегая к трудоемкому параллельному соединению полупроводниковых вентиляй.

Следует отметить, что условия по напряжению для вентиляй бесконтактных фидерных выключателей в расщепленном исполнении облегчены по сравнению с однополюсным исполнением. Это объясняется тем, что в нормальном режиме работы к вентилям расщепленных выключателей приложены синусоидальные напряжения источника питания мостового выпрямителя, а при однополюсных выключателях постоянного тока, вентили работали бы под выпрямленным напряжением тяговой сети.

Подробный анализ и компьютерное моделирование работы предложенных преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными фидерными выключателями постоянного тока представлены в главах 3 и 4.

## **2.4 Принципиальная схема тяговой подстанции с неуправляемыми выпрямителями и бесконтактными фидерными выключателями**

По первому варианту предлагается применение на ТП постоянного тока повышенного напряжения преобразовательно-распределительного устройства с неуправляемыми выпрямителями (НУВ) [65]. Принципиальная схема ее главных электрических соединений показана на рисунке 2.5.



1 – выпрямители; 2,4,15 – трехполюсные разъединители; 3 – расщепленная трехфазная «плюс» шина; 5 – трехфазные фидерные выключатели; 6,17 – устройства принудительной коммутации; 7 – развязывающие диоды; 8 – ограничивающие индуктивности; 9 – коммутирующие конденсаторы; 10 – коммутирующие тиристоры; 11 – ограничители перенапряжений (варисторы); 12 – диоды; 13 – поглощающие резисторы; 14,18 – диодные разрядные устройства; 16 – запасной выключатель; 19 – обходные разъединители; 20 – линейный разъединитель запасного выключателя; 21 – плюсовые выводы фидеров постоянного тока; 22 – плюсовой вывод запасного выключателя; 23 – обходная шина; 24 – «минус»-шина; 25 – сглаживающий реактор; 26 – рельсовый (отсасывающий) фидер.

Рисунок 2.5 – Принципиальная схема преобразовательно-распределительного устройства с неуправляемыми выпрямителями и бесконтактными фидерными выключателями постоянного тока

Неуправляемые выпрямители 1, выполненные по 12-пульсовой «усеченной» схеме, то есть без катодных групп вентилей вторых мостов выпрямительных агрегатов (как показано на схеме), получают питание от одного или группы пре-

образовательных трансформаторов (на схеме не показаны). Фазные шины вторых мостов выпрямительных агрегатов отделены трехполюсными разъединителями 2 от расщепленной трехфазной «плюс» шины 3, к которой через трехполюсные разъединители 4, 15 подключены управляемые трехфазные фидерные выключатели 5 и запасной выключатель 16, выполняющие одновременно функции катодных групп вторых мостов выпрямительных агрегатов. Катоды вентилях выключателей фидеров контактной сети 5 соединены между собой электрически и образуют плюсовые выводы фидеров постоянного тока 21. Катоды вентилях запасного выключателя 16 также соединены между собой и образуют вывод 22, который через линейный разъединитель 20 позволяет подключить запасной выключатель к обходной шине 23. Параллельно вентилям выключателей фидеров и запасного выключателя через развязывающие диоды 7 подключены устройства принудительной коммутации постоянного тока 6, 17, состоящие из ограничивающей индуктивности 8, конденсатора 9, коммутирующего тиристора 10 и ограничителя перенапряжений 11. К плюсовым выводам всех выключателей фидеров и запасного выключателя присоединены катоды диодов 12 диодных разрядных устройств (ДРУ) 14, 18, поглощающие резисторы 13 которых, присоединены к «минус-шине» 24 выпрямителей 1, к которым присоединен реактор сглаживающего устройства 25. К рельсовому (отсасывающему) фидеру 26 за реактором 25 могут подключаться индивидуальные фильтры сглаживающих устройств (на схеме не показаны).

Тяговая подстанция функционирует следующим образом. В нормальном режиме работы выпрямители 1, разъединители 2, все выключатели фидеров контактной сети 5, диодные разрядные устройства 14, 18 и линейный разъединитель 20 запасного выключателя 16 включены. В то же время, запасной выключатель 16, его разъединитель 15, а также обходные разъединители фидеров контактной сети 19 отключены. Тиристоры устройств принудительной коммутации 10 всех фидеров закрыты, конденсаторы 9 заряжены от источников независимого питания (на схеме не показаны) с полярностью, указанной на схеме.

Отключение токов нагрузки или КЗ любого фидера происходит путем снятия управляющих импульсов с вентилей (тиристоров) его выключателя и, одновременно с этим, подачей отпирающего сигнала на тиристор 10 устройства принудительной коммутации б этого фидера. После его открытия, ток через проводящие тиристоры главной цепи выключателя 5 вытесняется встречным током перезаряда коммутирующего конденсатора 9. В итоге, ток через тиристоры главной цепи сводится до нуля, и они начинают закрываться. Так как тиристоры главной цепи не пропускают ток в обратном направлении, то коммутирующий конденсатор 9 продолжает перезаряжаться через цепь нагрузки. Напряжение на его обкладках в процессе изменяет полярность, становясь направленным встречно напряжению источника. Как только значение напряжения на конденсаторе начинает превышать напряжение источника, то отключаемый ток начинает ограничиваться, а затем спадать и в момент, когда падение напряжения на индуктивностях тяговой сети и реактора станет равным и противоположным по знаку падению напряжения на сопротивлениях этих элементов, открывается ДРУ 14. Подключение ДРУ образует два взаимосвязанных его сопротивлением контура тока. По первому контуру продолжается перезаряд конденсатора, а по второму контуру протекает остаточный ток тяговой сети. Ток в первом контуре продолжает перезаряд конденсатора до тех пор, пока напряжение на его обкладках не достигнет напряжения срабатывания варисторов 11. Варисторы открываются и шунтируют конденсатор 9, защищая его от пробоя, и ограничивают встречное напряжение на зажимах выключателя. Ток в первом контуре через варисторы быстро спадает до нуля, а через тяговую сеть продолжает протекать постепенно затухающий ток, энергия которого рассеивается на сопротивлениях ДРУ и тяговой сети до нуля.

Таким образом, энергия, накопленная в индуктивностях питающей сети и нагрузки, рассеивается в сопротивлении варистора 11 и разрядном сопротивлении 13 ДРУ. При этом остальные фидеры тяговой подстанции продолжают работать в нормальном режиме.

Благодаря наличию вентилей в схеме выключателей каждого фидера подстанции, исключается возможность подпитки места КЗ через неповрежденные

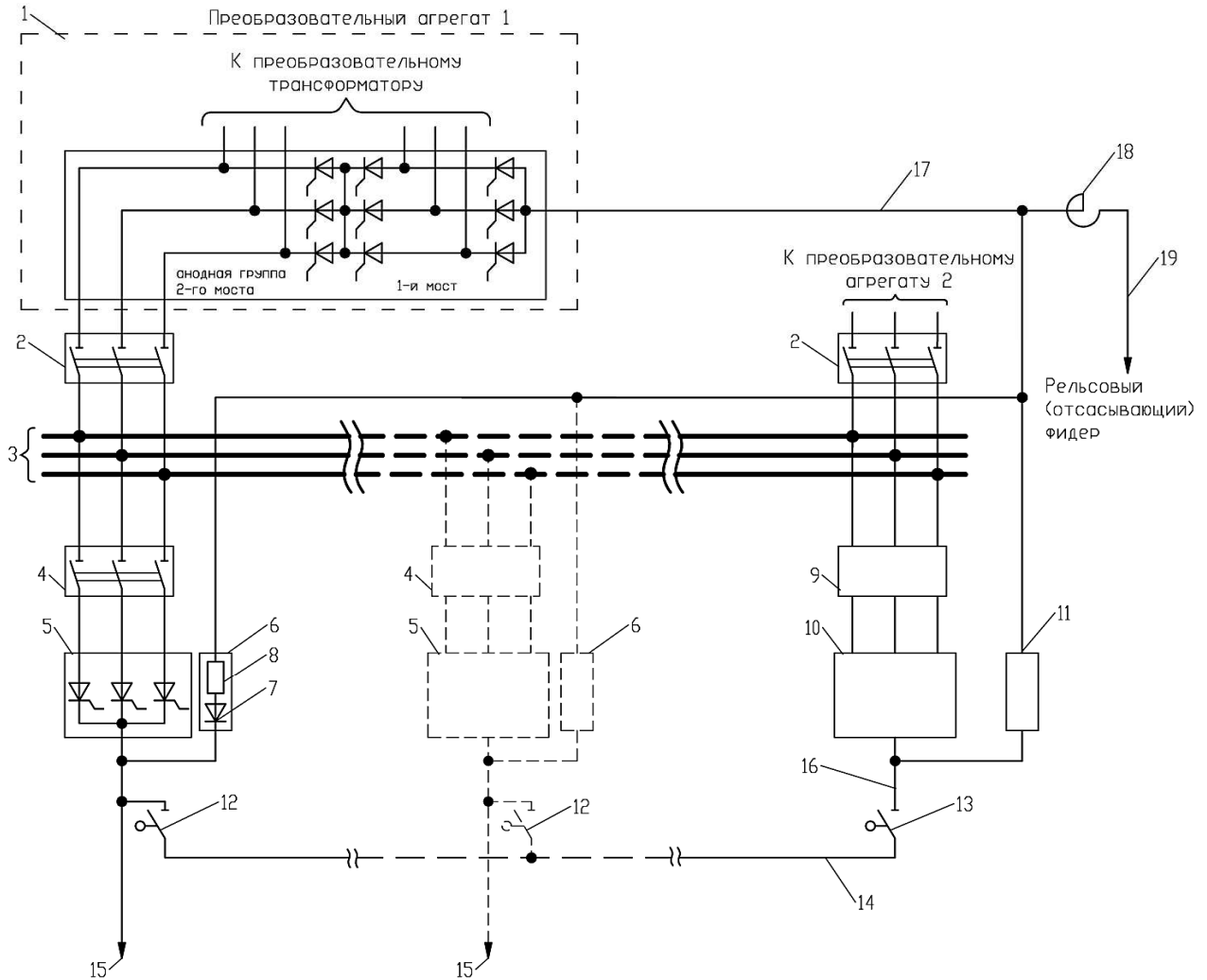
фидеры, как от смежных тяговых подстанций, так и от движущегося ЭПС на питаемом участке. При повреждении тиристорного выключателя 5 любого фидера благодаря наличию обходных разъединителей и обходной шины 23 он может быть заменен запасным выключателем 16.

## **2.5 Принципиальная схема тяговой подстанции с управляемыми выпрямителями и бесконтактными фидерными выключателями**

Рассмотрим альтернативную схему тяговой подстанции с преобразовательно-распределительным устройством на базе управляемого выпрямителя (УВ) [66], показанную ниже на рисунке 2.6.

Управляемые выпрямители 1 (на схеме показан один), выполненные по 12-пульсовой «усеченной» схеме, без катодной группы вентилей второго моста выпрямителя, получают питание от одного или группы преобразовательных трансформаторов (на схеме не показаны). Фазные шины вторых мостов выпрямителей трехполюсными разъединителями 2 отделены от расщепленной трехфазной «плюс» шины 3, к которой через трехполюсные разъединители 4, 9 подключаются управляемые трехфазные фидерные выключатели 5 и запасной выключатель 10, выполняющие одновременно функции катодных групп вторых мостов выпрямительных агрегатов. Катоды вентилей выключателей 5 соединены между собой электрически и образуют плюсовые выводы фидеров постоянного тока 15. Катоды вентилей запасного выключателя 10 также соединены между собой и образуют вывод 16, который через разъединитель 13 позволяет подключать запасной выключатель 10 к обходной шине 14.

К плюсовым выводам всех фидеров и запасного выключателя присоединены катоды вентилей 7 диодных разрядных устройств 6, 11, поглощающие резисторы 8 которых присоединены к «минус»-шине 17 выпрямительных агрегатов 1 подстанции, к которой также присоединен реактор сглаживающего устройства 18. К рельсовому (отсасывающему) фидеру 19 за реактором 18 подключаются индивидуальные фильтры сглаживающих устройств (на схеме не показаны).



1 – выпрямитель; 2,4,9– трехполюсные разъединители; 3 – расщепленная трехфазная «плюс» шина; 5 – трехфазные фидерные выключатели; 6,11 – диодные разрядные устройства; 7 – диоды; 8 – поглощающие резисторы; 10 – запасной выключатель; 12 – обходные разъединители; 13 – линейный разъединитель запасного выключателя; 14 – обходная шина; 15 – плюсовые выводы фидеров постоянного тока; 16 – плюсовой вывод запасного выключателя; 17 – «минус»-шина; 18 – сглаживающий реактор; 19 – рельсовый (отсасывающий) фидер.

Рисунок 2.6 – Принципиальная схема преобразовательно-распределительного устройства с управляемыми выпрямителями и бесконтактными фидерными выключателями постоянного тока

Схема работает следующим образом. В нормальном режиме управляемые выпрямители 1, разъединители 2, все выключатели фидеров контактной сети 5, диодные разрядные устройства 6, 11 и линейный разъединитель запасного выключателя 13 включены, а разъединитель 9 запасного выключателя 10 и его управляемые вентили, а также обходные разъединители 12 отключены.

Отключение токов нагрузки или КЗ любого фидера производится следующим образом. Вручную, по команде диспетчера по телеуправлению или же от защиты поврежденного фидера снимаются управляющие импульсы со всех вентилях управляемых выпрямительных агрегатов и поврежденного фидера, в результате чего за время, не превышающее 0,02 с (период питающего напряжения) после снятия управляющих импульсов, поврежденный фидер оказывается отключенным. При этом остальные фидера оказываются обесточенными.

Существенно, что энергия, запасенная в индуктивности тяговой сети поврежденного фидера и в сглаживающем реакторе ТП (18 на рисунке 2.6), рассеивается в сопротивлении тяговой сети и в разрядном сопротивлении ДРУ (8 на рисунке 2.6) поврежденного фидера. После того как все вентили закроются, вновь подаются отпирающие импульсы, но только на вентили управляемых выпрямителей.

Таким образом, восстанавливается электроснабжение по неповрежденным фидерам. При этом в процессе отключения неповрежденные фидеры контактной сети испытывают лишь кратковременную бестоковую паузу и последующее незначительное увеличение потребляемого тока, не сказывающихся на работе ЭПС.

Немаловажно, что тиристоры в цепях каждого трехфазного фидерного выключателя исключают возможность подпитки места КЗ от соседних тяговых подстанций и от ЭПС, находящегося на питаемом участке железной дороги. Этот положительный эффект значительно уменьшает вероятность пережога проводов контактной сети при дуговых КЗ.

При повреждении тиристорного выключателя 5 любого фидера благодаря наличию обходных разъединителей и обходной шины 14 он может быть заменен запасным выключателем 10.

Дополнительно, путем изменения угла сдвига управляющих импульсов одновременно на всех вентилях преобразователей и фидерных выключателей можно регулировать величину выпрямленного напряжения тяговой подстанции.

## 2.6 Выводы по главе

1 Рассмотрены передовые технологии и разработки (таблица 2.1) ориентированные на повышение энергетической эффективности, надежности и безопасности обслуживания ТП, а также по возможности на снижение капитальных затрат при их строительстве и эксплуатации.

2 Проведенный анализ конструкции и принципа действия известных типов выключателей постоянного тока позволяет сделать вывод, что преимущество бесконтактных выключателей перед традиционными дуговыми выключателями неоспоримо. Они обладают на несколько порядков большим ресурсом работы, меньшими затратами на обслуживание и гораздо большим быстродействием.

3 В предложенных схемах для ТП СТЭ повышенного напряжения  $12\div 24$  кВ используются отключающие устройства без открытой дуги (бесконтактные выключатели) совмещенные с выпрямителями. Данное решение позволит сократить массогабаритные показатели выпрямителя и надолго снять проблему получения выключателей на большие номинальные токи не прибегая к параллельному соединению вентиляй. При этом схемы принципиально отличаются друг от друга алгоритмом отключения токов нагрузки и КЗ.

В схеме на рисунке 2.5 предлагается использовать неуправляемые выпрямители с более дешевыми вентилями (диодами), но требуется применение более мощных (по отключающей способности), технически сложных и дорогих бесконтактных выключателей фидеров контактной сети с независимыми источниками питания для заряда конденсаторов в коммутирующей цепи.

Вариант по схеме на рисунке 2.6 требует более дорогих управляемых выпрямителей, но при этом дает возможность регулировать величину выпрямленного напряжения тяговой подстанции и применить более простые и компактные фидерные выключатели постоянного тока.

## **ГЛАВА 3 ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ОТКЛЮЧЕНИЯ БЕСКОНТАКТНЫМИ ВЫКЛЮЧАТЕЛЯМИ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНО- РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ АВАРИЙНЫХ ТОКОВ В ТЯГОВЫХ СЕТЯХ**

### **3.1 Методика исследования**

В настоящей главе приводится теоретическое исследование разработанных преобразовательно-распределительных устройств. Дано подробное описание процессов, происходящих при бездуговой коммутации тока в тяговой сети.

Наибольший интерес при исследовании коммутационных устройств, представляют электромагнитные процессы, протекающие во время отключения аварийных токов нагрузки. Их анализ позволяет понять принцип работы, как отдельных элементов, так и всего устройства в целом. Более того, определение значений напряжений и токов отдельных элементов необходимо для правильного выбора силового оборудования при проектировании.

Для исследования работы преобразовательно-распределительных устройств, будем поэтапно рассматривать процессы отключения тока КЗ. При этом каждый из этапов характеризует работу отдельных элементов устройств, а стыковка этапов друг с другом производится таким образом, что конечные условия предыдущего этапа, являются начальными условиями последующего этапа (метод «припасовывания», предложенный академиком Н.Д. Папалекси). Отсчет продолжительности каждого этапа производится от начала данного этапа.

С помощью закона Ома, I-го и II-го законов Кирхгофа и метода контурных токов составляются уравнения для определения токов и напряжений на различных участках цепей. Для их решения, в зависимости от рассматриваемой схемы, применяются классический метод и операторный метод, основанный на переносе расчета переходного процесса из области функций действительной переменной (времени  $t$ ) в область функций комплексного переменного (либо операторной переменной), в которой дифференциальные уравнения преобразуются в алгебраические [67-69].

### 3.2 Математическое описание процесса отключения аварийных токов бесконтактными выключателями схемы неуправляемого преобразовательно-распределительного устройства

Рассмотрим работу фидерного выключателя схемы с неуправляемыми выпрямителями представленной ранее в разделе 2.4. Выключатель, помимо функций коммутации фидера постоянного тока, одновременно выполняет функции катодной группы моста выпрямителя. Выпрямленный ток фидера при работе двенадцатипульсового выпрямителя в режиме коммутации по 4-5 плеч, что соответствует области рабочих нагрузок ТП, протекает поочередно через один и два (в момент коммутации) тиристора главной цепи выключателя. Это мало влияет на суть работы, поэтому можно считать, что рассматриваемый выключатель не является расщепленным на три полюса, а выполнен в однополюсном исполнении, то есть представляет собой бесконтактный тиристорный ключ, параллельно которому подключен варистор, как показано на рисунке 3.1. Также будем считать все полупроводниковые вентили схемы идеальными. То есть, их сопротивление в открытом состоянии равно нулю, а в закрытом – бесконечности. Остальные допущения будут оговариваться по мере описания работы выключателя.

**I этап.** Пусть в момент  $t_0$  произошло КЗ, ток в тяговой сети нарастает до значения тока уставки блока микропроцессорной защиты (БМЗ на рисунке 3.1). Схема замещения цепи КЗ на I, II и III этапах имеет вид, представленный на рисунке 3.2.

На рисунке 3.2 и далее  $R_{\Pi}, L_{\Pi}$ , – сопротивление и индуктивность ТП и внешней питающей сети приведенные к стороне выпрямленного напряжения,  $R_{\text{ТС}}, L_{\text{ТС}}$ , – сопротивление и индуктивность тяговой сети,  $R_p, L_p$ , – сопротивление и индуктивность сглаживающего реактора ТП.

Выражение для определения тока в цепи на I этапе запишем в операторной форме:

$$I_{\text{T}}^{\text{I}}(p) = I_{\text{КЗ}}^{\text{I}}(p) = \frac{U_{\text{d0}}}{(a+p) \cdot L_{\Sigma}} = \frac{U_{\text{d0}}}{L_{\Sigma}} \cdot \left( \frac{1}{a+p} \right), \quad (3.1)$$

где  $a = \frac{R_{\Sigma}}{L_{\Sigma}}$ ;

$R_{\Sigma} = R_{\Pi} + R_p + R_{тс}$  – суммарное сопротивление цепи КЗ;

$L_{\Sigma} = L_{\Pi} + L_p + L_{тс}$  – суммарная индуктивность цепи КЗ.

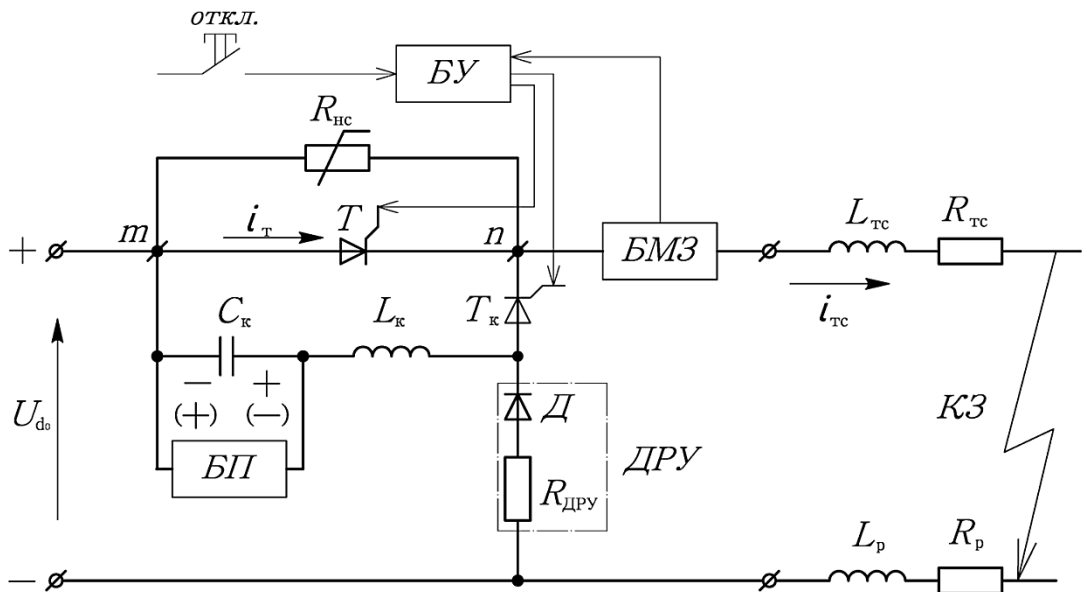


Рисунок 3.1 – Принципиальная схема тиристорного выключателя постоянного тока

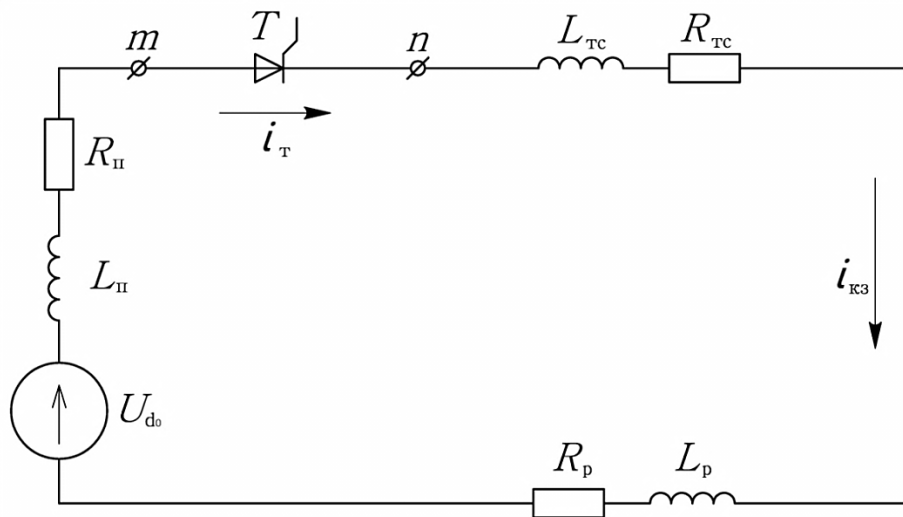


Рисунок 3.2 – Схема замещения цепи КЗ на I, II и III этапах

Перейдем от изображения тока (3.1) к оригиналу с помощью таблиц [67] и найдем мгновенное значение тока:

$$i_T^I(t) = i_{K3}^I(t) = \frac{U_{d0}}{L_\Sigma} \cdot \frac{1}{a} \cdot (1 - e^{-at}) = \frac{U_{d0}}{L_\Sigma} \cdot \frac{L_\Sigma}{R_\Sigma} \cdot \left(1 - e^{-\frac{R_\Sigma}{L_\Sigma} t}\right) = \frac{U_{d0}}{R_\Sigma} \cdot \left(1 - e^{-\frac{R_\Sigma}{L_\Sigma} t}\right) = I_\infty \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}\right), \quad (3.2)$$

где  $I_\infty = \frac{U_{d0}}{R_\Sigma}$  – установившееся значение тока КЗ;

$\tau = \frac{L_\Sigma}{R_\Sigma}$  – постоянная времени цепи на I, II, III этапах.

Ток КЗ достигнет значения тока уставки  $I_{уст}$  БМЗ за время  $t^I$ , определяемое выражением:

$$t^I = \tau \cdot \ln \left( \frac{I_\infty}{I_\infty - I_{уст}} \right). \quad (3.3)$$

**II этап.** Ток КЗ продолжает нарастать (схема замещения как на I этапе) в течение времени срабатывания блока микропроцессорной защиты  $t^{II}$ .

Значение тока в конце второго этапа можно определяется по формуле (3.3) и времени  $t^I + t^{II}$ :

$$i_T^{II}(t) = i_{K3}^{II}(t) = I_\infty \cdot \left(1 - e^{-\frac{t^I + t^{II}}{\tau}}\right). \quad (3.4)$$

**III этап.** После формирования команды отключения цепи защитой, ток КЗ продолжает увеличиваться, пока за время  $t^{III}$  не откроется коммутирующий тиристор  $T_K$ . По аналогии с предыдущими этапами ток можно найти по выражению:

$$i_T^{III}(t) = i_{K3}^{III}(t) = I_\infty \cdot \left(1 - e^{-\frac{t^I + t^{II} + t^{III}}{\tau}}\right). \quad (3.5)$$

**IV этап.** На этом этапе открывается коммутирующий тиристор  $T_K$  и конденсатор  $C_K$ , предварительно заряженный до напряжения  $U_{co}$  от независимого блока питания (БП на рисунке 3.1), начинает разряжаться через безиндуктивную ветвь тиристора главной цепи  $T$  навстречу идущему по ней току КЗ. За короткое время значение тока перезаряда конденсатора  $C_K$  достигает значения тока КЗ через тиристор  $T$ , ток через него становится равным нулю и он запирается ( $i_T^{IV} = 0$ ). Он может быть открыт вновь, только при подаче на него прямого напряжения и

отпирающего импульса на его управляющий электрод. Схема замещения на IV этапе будет иметь вид, представленный на рисунке 3.3.

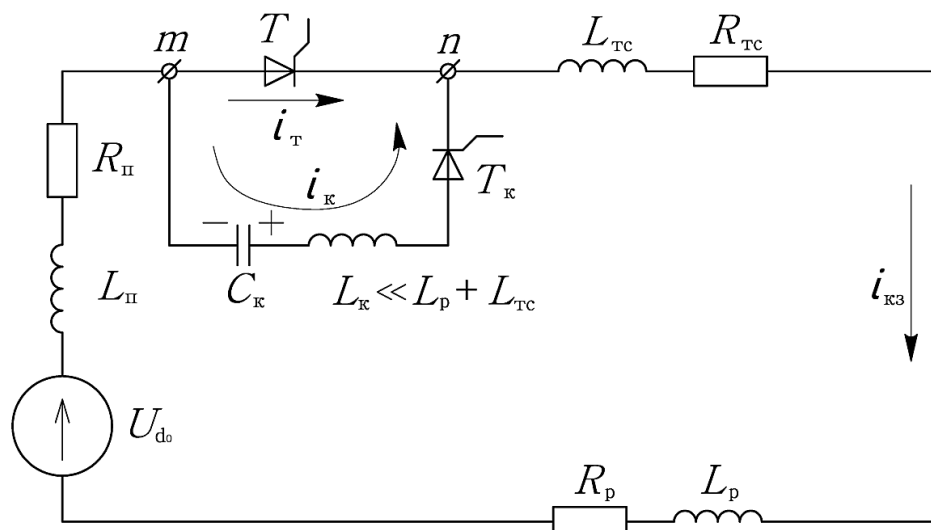


Рисунок 3.3 – Схема замещения цепи КЗ на IV этапе

Так как активное сопротивление цепи коммутации незначительно и его можно не учитывать ( $R_k = 0$ ), а  $L_k \ll L_k + L_p$ , то можно считать, что разрядный ток  $i_k$  замыкается только через тиристор  $T$ . Поэтому мгновенное значение напряжения на конденсаторе в операторной форме будет равно:

$$U_C^{IV}(p) = U_{C0} \cdot \frac{p^2}{p^2 + \frac{1}{L_k \cdot C_k}}. \quad (3.6)$$

Перейдем к оригиналу выражения (3.6) и получим:

$$u_C^{IV}(t) = U_{C0} \cdot \cos(\omega_k \cdot t), \quad (3.7)$$

где  $\omega_k$  – круговая частота периодической составляющей тока перезаряда конденсатора, вычисляемая по формуле:

$$\omega_k = \frac{1}{\sqrt{L_k \cdot C_k}}. \quad (3.8)$$

Найдем ток перезаряда конденсатора на IV этапе:

$$I_k^{IV}(p) = \frac{U_{C0}(p)}{\left(p \cdot L_k + \frac{1}{p \cdot C_k}\right)} = \frac{U_{C0}(p) \cdot p}{L_k \left(p^2 + \frac{1}{L_k \cdot C_k}\right)} = \frac{U_{C0}(p)}{L_k} \cdot \frac{p}{\left(p^2 + \frac{1}{L_k \cdot C_k}\right)}. \quad (3.9)$$

Перейдем от изображения к оригиналу функции (3.9):

$$i_k^{IV}(t) = \frac{U_{C0} \cdot \sqrt{L_k \cdot C_k}}{L_k} \cdot \sin(\omega_k \cdot t) = U_{C0} \cdot \sqrt{\frac{C_k}{L_k}} \cdot \sin(\omega_k \cdot t) = \frac{U_{C0}}{\rho} \cdot \sin(\omega_k \cdot t), \quad (3.10)$$

где  $\rho$  – волновое сопротивление контура коммутации:

$$\rho = \sqrt{\frac{L_k}{C_k}} \quad (3.11)$$

Максимально возможное значение тока перезаряда коммутирующего конденсатора  $C_k$  можно найти по формуле:

$$I_{k \max} = \frac{U_{C0}}{\rho}. \quad (3.12)$$

Очевидно, что ток перезаряда на данном этапе достигнет лишь максимального значения, равного току через тиристор  $T$  главной цепи, так как последний не проводит ток в обратном направлении. При этом произойдет процесс коммутации тока  $i_T$  из цепи с  $T$ , в цепь с  $T_k$ . Поэтому дальнейший процесс перезаряда конденсатора  $C_k$  будет происходить через тяговую сеть.

Так как время перезаряда конденсатора, в силу его малой емкости, крайне мало, по сравнению со временем изменения тока в тяговой сети, то можно принять допущение, что ток КЗ в цепи на этом этапе неизменен и равен значению тока на предыдущем этапе  $i_{KЗ}^{III}(t) = i_{KЗ}^{IV}(t) = \text{const}$ . Это дает возможность определить время IV этапа следующим образом:

$$t^{IV} = \frac{1}{\omega_k} \cdot \arcsin\left(\frac{I_T^{III}}{I_{k \max}}\right), \quad (3.13)$$

где  $I_T^{III}$  – ток через тиристор главной цепи на III этапе.

Если требуется определить время IV этапа с большей точностью, то его можно определить графическим методом решая уравнение:

$$I_{k \max} \cdot \sin(\omega_k \cdot t^{IV}) = I_T^{III} + I_\infty \cdot \left(1 - e^{-\frac{t^{IV}}{\tau}}\right). \quad (3.14)$$

**V этап.** На данном этапе конденсатор  $C_k$  продолжает перезаряжаться по цепи КЗ под действием источника  $U_{d0}$  и ЭДС на индуктивностях подстанции  $L_{п.}$

коммутирующей цепи  $L_k$ , сглаживающего реактора  $L_p$  и тяговой сети  $L_{тс}$ . На этом этапе происходит смена полярности напряжения на конденсаторе (см. полярность напряжения на обкладках  $C_k$  в скобках на рисунке 3.4). Как только это происходит, возрастающее напряжение на емкости начинает ограничивать ток в цепи. Следует отметить, что напряжение на конденсаторе при любом значении емкости обязательно становится больше напряжения источника питания, так как в конечном итоге конденсатор должен перезарядиться, а ток через него должен стать равным нулю. Значения емкости  $C_k$  достаточно, чтобы создать ток  $i_k$  больший, чем ток  $i_{кз}$ , однако ее недостаточно, чтобы принять всю энергию, запасенную в индуктивностях цепи к моменту отключения, и при этом не превысить допустимое напряжение на зажимах выключателя  $m-n$  (рисунок 3.4), которое при действующих нормах должно быть не более  $3 U_{d0}$ .

В отличие от предшествующего этапа, на рассматриваемом этапе ток перезаряда емкости замыкается через тяговую сеть, поэтому изменяется значение постоянной времени цепи.

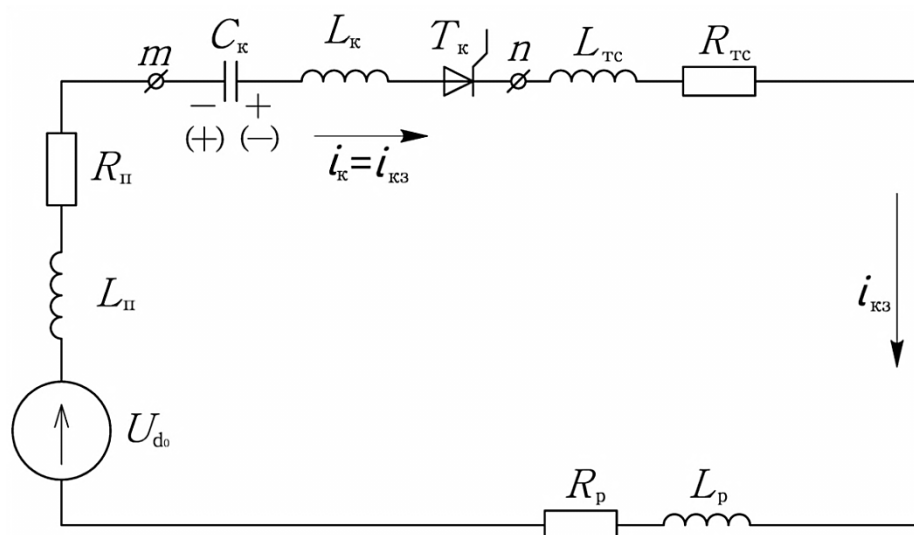


Рисунок 3.4 – Схема замещения цепи КЗ на V этапе

Когда ток КЗ, ограничиваемый растущим встречным напряжением на емкости, начинает спадать, то рассматриваемый V этап завершается подключением диодного разрядного устройства (ДРУ на рисунке 3.1), так как выполняется следующее условие: напряжение на индуктивностях тяговой сети становится проти-

воположным по знаку и большим, чем падение напряжения на сопротивлении тяговой сети:

$$i_{к3}^V \cdot (R_{тс} + R_p) < -(L_{тс} + L_p) \cdot \frac{di_{к3}^V}{dt}. \quad (3.15)$$

Из неравенства 3.15, путем приравнивания левой и правой части, определяется длительность этапа V.

Найдем ток и напряжение в цепи на V этапе операторным методом, для чего запишем их выражения в операторной форме:

$$\begin{aligned} I_{к}^V(p) &= \frac{U_{d0} + U_C^{IV}}{p \cdot L_{\Sigma} + R_{\Sigma} + \frac{1}{p \cdot C_k}} + I_{к}^{IV} \cdot \frac{p \cdot L_{\Sigma}}{p \cdot L_{\Sigma} + R_{\Sigma} + \frac{1}{p \cdot C_k}} = \\ &= \frac{U_{d0} + U_C^{IV}}{L_{\Sigma}} \cdot \frac{p}{p^2 + p \cdot \frac{R_{\Sigma}}{L_{\Sigma}} + \frac{1}{L_{\Sigma} \cdot C_k}} + I_{к}^{IV} \cdot \frac{p^2}{p^2 + p \cdot \frac{R_{\Sigma}}{L_{\Sigma}} + \frac{1}{L_{\Sigma} \cdot C_k}}, \end{aligned} \quad (3.16)$$

где  $U_C^{IV}$  – напряжение на коммутирующем конденсаторе в конце IV этапа;

$I_{к}^{IV}$  – значение тока в цепи КЗ в конце IV этапа;

$R_{\Sigma} = R_{п} + R_p + R_{тс}$  – суммарное сопротивление цепи КЗ на V этапе;

$L_{\Sigma} = L_{п} + L_p + L_k + L_{тс}$  – суммарная индуктивность цепи КЗ на V этапе.

Напряжение на конденсаторе на V этапе определяется выражением:

$$U_C^V(p) = \frac{U_{d0} + U_C^{IV}}{L_{\Sigma} \cdot C_k} \cdot \frac{1}{p^2 + p \cdot \frac{R_{\Sigma}}{L_{\Sigma}} + \frac{1}{L_{\Sigma} \cdot C_k}} - \frac{I_{к}^{IV}}{C_k} \cdot \frac{p}{p^2 + p \cdot \frac{R_{\Sigma}}{L_{\Sigma}} + \frac{1}{L_{\Sigma} \cdot C_k}} + U_C^{IV}. \quad (3.17)$$

Перейдя к оригиналам функций для тока на V этапе, запишем:

$$i_{к}^V(t) = \frac{U_{d0} + U_C^{IV}}{L_{\Sigma}} \cdot \frac{1}{\omega_0} \cdot e^{-\frac{a}{2}t} \cdot \sin(\omega_0 \cdot t) + I_{к}^{IV} \cdot e^{-\frac{a}{2}t} \cdot \left( \cos(\omega_0 \cdot t) - \frac{a}{2 \cdot \omega_0} \cdot \sin(\omega_0 \cdot t) \right), \quad (3.18)$$

где

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{1}{L_{\Sigma} \cdot C_k} - \frac{1}{4} \cdot \frac{(R_{\Sigma})^2}{(L_{\Sigma})^2}}, \quad (3.19)$$

$$a = \frac{R_{\Sigma}}{L_{\Sigma}}. \quad (3.20)$$

Напряжение на V этапе будет определяться следующим выражением:

$$u_C^V(t) = (U_{d0} + U_C^{IV}) \cdot \left( 1 - e^{-\frac{a}{2}t} \cdot \left( \cos(\omega_0 \cdot t) + \frac{a}{2 \cdot \omega_0} \cdot \sin(\omega_0 \cdot t) \right) \right) - \frac{I_K^{IV}}{C_K} \cdot \frac{1}{\omega_0} \cdot e^{-\frac{a}{2}t} \cdot \sin(\omega_0 \cdot t) + U_C^{IV}, \quad (3.21)$$

при условии, что  $\frac{1}{L_\Sigma \cdot C_K} > \frac{a^2}{4}$ , которое для тяговых сетей всегда выполняется.

Теперь, подставив выражение для определения тока (3.18) в выражение (3.15), можно найти длительность V этапа. Опуская промежуточные вычисления, приведем итоговое выражение:

$$t^V = \frac{2}{\omega_0} \cdot \arctg(D), \quad (3.22)$$

$$\text{где } D = \frac{\left[ A \cdot R + \sqrt{F_1 \cdot F_2} + I_K^{IV} \cdot (L \cdot a^2 - L \cdot \omega_0^2 - R \cdot a) - A \cdot L \cdot a \right]}{\omega_0 \cdot (A \cdot L + I_K^{IV} \cdot R - 2 \cdot L \cdot I_K^{IV} \cdot a)},$$

$$F_1 = A^2 - 2 \cdot A \cdot I_K^{IV} \cdot a + (I_K^{IV})^2 \cdot a^2 + (I_K^{IV})^2 \cdot \omega_0^2, \quad F_2 = L^2 \cdot a^2 + L^2 \cdot \omega_0^2 - 2 \cdot L \cdot R \cdot a + R^2,$$

$$R = R_p + R_{тс}, \quad L = L_p + L_{тс}, \quad A = \frac{U_{d0} + U_C^{IV}}{L_\Sigma}, \quad \omega_0 \text{ и } a - \text{определены ранее по формулам}$$

(3.19) и (3.20).

**VI этап** начинается с открытия диода  $D$  (рисунок 3.1) диодного разрядного устройства. При этом образуются два взаимосвязанных контура, замыкающихся через открывшийся диод ДРУ. Один из них образован затухающим током КЗ в тяговой сети  $i_{КЗ}^{VI}$ , другой – направленным встречно ему током  $i_K^{VI}$  перезаряда конденсатора  $C_K$ . Так как в цепи ДРУ установлен диод, то ток  $i_K^{VI}$  в любом случае не превысит по величине ток  $i_{КЗ}^{VI}$ . В процессе перезаряда конденсатора напряжение на нем возрастает до уровня открытия варистора  $U_{нс0}$ . Таким образом, с открытием варистора завершается VI этап. Теоретически возможно завершение отключения тока и на данном этапе, то есть до того, как напряжение на конденсаторе достигнет напряжения открытия варистора. Это возможно в случае отключения

малого тока, когда запасенная энергия в индуктивности отключаемой цепи может полностью перейти в энергию электрического поля конденсатора (довольно редкий случай). Схема замещения для этого этапа будет иметь вид, представленный на рисунке 3.5.

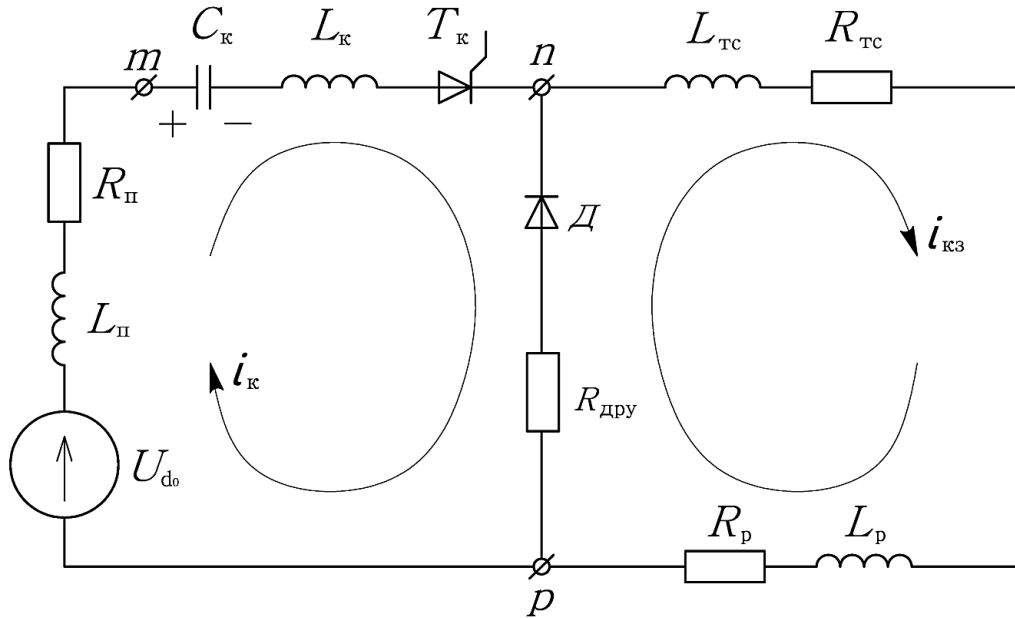


Рисунок 3.5 – Схема замещения цепи КЗ на VI этапе

Найдем выражения для определения токов в цепи и напряжения на конденсаторе, используя операторный метод. При рассмотрении процессов протекающих на данном этапе сделаем допущение, что активное сопротивление  $R_{дру}$  равно нулю. То есть будем рассматривать два независимых друг от друга контура с токами тяговой сети в одном и конденсатора в другом.

Данное допущение увеличивает время затухания токов  $i_{к}^{VI}$  и  $i_{кз}^{VI}$ , но, в целом, процессы на данном этапе отключения протекают практически так же, как и при учете  $R_{дру}$ . При этом значительно упрощаются выводы формул для определения токов и напряжений. Сопротивление  $R_{дру}$  будет введено в цепь КЗ на последнем VIII этапе отключения тока выключателем.

Изображения тока и напряжения на конденсаторе на VI этапе:

$$I_{к}^{VI}(p) = \frac{U_{d0} - U_C^V}{L_1} \cdot \frac{p}{p^2 + p \cdot \frac{R_{п}}{L_1} + \frac{1}{L_1 \cdot C_k}} + I_{к}^V \cdot \frac{p^2}{p^2 + p \cdot \frac{R_{п}}{L_1} + \frac{1}{L_1 \cdot C_k}}, \quad (3.23)$$

$$U_C^{VI}(p) = \frac{U_{d0} - U_C^V}{L_1 \cdot C_k} \cdot \frac{1}{p^2 + p \cdot \frac{R_{II}}{L_1} + \frac{1}{L_1 \cdot C_k}} + \frac{I_k^V}{C_k} \cdot \frac{p}{p^2 + p \cdot \frac{R_{II}}{L_1} + \frac{1}{L_1 \cdot C_k}} + U_C^V, \quad (3.24)$$

где  $L_1 = L_{II} + L_k$  индуктивность контура с конденсатором.

По таблицам соответствия получим оригиналы тока и напряжения:

$$i_k^{VI}(t) = \frac{U_{d0} - U_C^V}{L_{II} + L_k} \cdot \frac{1}{\omega_0} \cdot e^{-\frac{a}{2}t} \cdot \sin(\omega_0 \cdot t) + I_k^V \cdot e^{-\frac{a}{2}t} \cdot \left( \cos(\omega_0 \cdot t) - \frac{a}{2 \cdot \omega_0} \cdot \sin(\omega_0 \cdot t) \right), \quad (3.25)$$

$$u_C^{VI}(t) = (U_{d0} - U_C^V) \cdot \left( 1 - e^{-\frac{a}{2}t} \cdot \left( \cos(\omega_0 \cdot t) + \frac{a}{2 \cdot \omega_0} \cdot \sin(\omega_0 \cdot t) \right) \right) + \frac{I_k^V}{C_k} \cdot \frac{1}{\omega_0} \cdot e^{-\frac{a}{2}t} \cdot \sin(\omega_0 \cdot t) + U_C^V, \quad (3.26)$$

$$\text{где } \omega_0 = \sqrt{\frac{1}{L_1 \cdot C_k} - \frac{1}{4} \cdot \frac{(R_{II})^2}{(L_1)^2}}, \quad a = \frac{R_{II}}{L_1}.$$

Ток, протекающий в тяговой сети на VI этапе, определяются следующим образом:

$$I_{кз}^{VI}(p) = I_k^V \cdot \frac{p}{p + \frac{R_p + R_{TC}}{L_p + L_{TC}}}, \quad (3.27)$$

$$i_{кз}^{VI}(t) = I_k^V \cdot e^{-\frac{R_p + R_{TC}}{L_p + L_{TC}}t}. \quad (3.28)$$

Длительность рассматриваемого этапа с учетом принятого допущения, что  $R_{дру} = 0$ , можно определить графическим методом, приравняв правую часть уравнения (3.26) к напряжению открытия варистора  $U_{нс0}$ .

**VII этап.** Когда напряжение на коммутирующем конденсаторе  $C_k$ , в процессе перезаряда достигает напряжения открытия  $U_{нс0}$  варистора  $R_{нс}$  начинается процесс передачи тока из цепи с конденсатором в цепь варистора. Время перехода тока в цепь варистора из цепи коммутирующего конденсатора невелико по сравнению длительностью рассматриваемого этапа, поэтому можно принять, что это происходит мгновенно. Однако следует помнить, что на самом деле, в течение

этого времени напряжение на конденсаторе увеличивается на некоторую величину  $\Delta U_C$ , как это будет показано в дальнейшем при моделировании процесса описываемого отключения. Это важно учитывать при выборе коммутирующего конденсатора. Энергия, накопленная в индуктивности тяговой подстанции  $L_{II}$  разряжается через варистор  $R_{HC}$ , и открытое ДРУ током  $i_{HC}$ , величина которого ограничена значением тока в тяговой сети  $i_{K3}$ . Затухающий ток тяговой сети  $i_{K3}$  замыкается также через ДРУ и суммарное сопротивление тяговой сети и сглаживающего реактора. Этап завершается в тот момент, когда ток  $i_{HC}$  через варистор станет равным нулю.

Схема замещения для данного этапа представлена на рисунке 3.6. На схеме варистор представлен источником напряжения (напряжение открытия)  $U_{HC0}$  и включенными с ним последовательно резистором  $R_{HC}$ , и диодом  $D_{HC}$ .

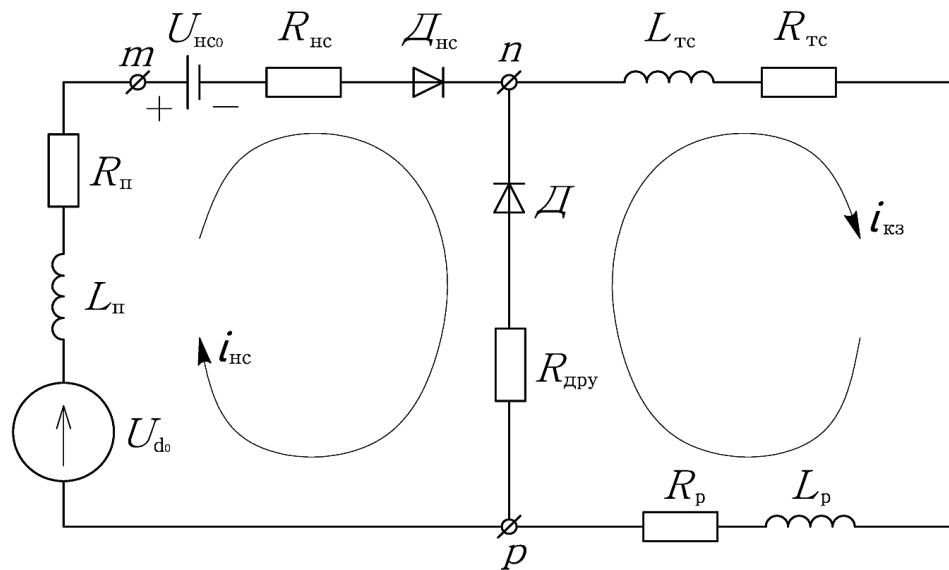


Рисунок 3.6 – Схема замещения цепи КЗ на VII этапе

На данном этапе также делаем допущение, что сопротивление  $R_{дру}$  равно нулю. Как и в предыдущем VI этапе, такое допущение мало влияет на суть рассматриваемых в цепи процессов, а сам этап займет меньше времени, чем с учетом сопротивления ДРУ. Следует отметить, что при нулевом значении сопротивления ДРУ, максимально облегчаются условия работы блока варисторов  $R_{HC}$ , но при этом ток в тяговой сети  $i_{K3}$  будет спадать медленно, принося к месту КЗ большое

количество электричества, что может стать причиной пережога проводов контактной сети при замыканиях через дугу.

Пользуясь операторным методом, запишем выражения для определения токов и напряжения на VII этапе.

Ток варистора на VII этапе:

$$I_{\text{hc}}^{\text{VII}}(p) = \frac{U_{\text{d0}} - U_{\text{hc0}}}{L_{\text{п}}} \cdot \frac{1}{p + \frac{R_{\text{п}} + R_{\text{hc}}}{L_{\text{п}}}} + I_{\text{к}}^{\text{VI}} \cdot \frac{p}{p + \frac{R_{\text{п}} + R_{\text{hc}}}{L_{\text{п}}}}, \quad (3.29)$$

$$i_{\text{hc}}^{\text{VII}}(t) = \frac{U_{\text{d0}} - U_{\text{hc0}}}{R_{\text{п}} + R_{\text{hc}}} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{R_{\text{п}} + R_{\text{hc}}}{L_{\text{п}}} t} \right) + I_{\text{к}}^{\text{VI}} \cdot e^{-\frac{R_{\text{п}} + R_{\text{hc}}}{L_{\text{п}}} t}. \quad (3.30)$$

Напряжение на варисторе на VII этапе:

$$u_{\text{hc}}^{\text{VII}}(t) = i_{\text{hc}}^{\text{VII}}(t) \cdot R_{\text{hc}} + U_{\text{hc0}}. \quad (3.31)$$

Длительность VII этапа можно выразить из формулы (3.30):

$$t^{\text{VII}} = \frac{L_{\text{п}} \cdot \ln \left( 1 - \frac{I_{\text{к}}^{\text{VI}} \cdot (R_{\text{п}} + R_{\text{hc}})}{U_{\text{d0}} - U_{\text{hc0}}} \right)}{R_{\text{п}} + R_{\text{hc}}}. \quad (3.32)$$

Ток, протекающий в тяговой сети, на VII этапе определяется как:

$$I_{\text{кз}}^{\text{VII}}(p) = I_{\text{к}}^{\text{VI}} \cdot \frac{p}{p + \frac{R_{\text{п}} + R_{\text{тс}}}{L_{\text{п}} + L_{\text{тс}}}}, \quad (3.33)$$

$$i_{\text{кз}}^{\text{VII}}(t) = I_{\text{к}}^{\text{VI}} \cdot e^{-\frac{R_{\text{п}} + R_{\text{тс}}}{L_{\text{п}} + L_{\text{тс}}} t}, \quad (3.34)$$

где  $I_{\text{кз}}^{\text{VI}}$  – ток в тяговой сети в начале VI этапа.

**VIII этап.** На последнем этапе отключения происходит затухание тока в тяговой сети  $i_{\text{кз}}$  до нуля. При этом ток  $i_{\text{hc}}$  через варистор равен нулю, и через ДРУ протекает только ток  $i_{\text{кз}}$ . На данном этапе учитывается сопротивление ДРУ. Схема замещения представлена на рисунке 3.7.

Затухание тока описывается следующим выражением:

$$i_{\text{кз}}^{\text{VIII}}(t) = I_{\text{кз}}^{\text{VII}} \cdot e^{-\frac{R_{\text{п}} + R_{\text{ДРУ}} + R_{\text{тс}}}{L_{\text{п}} + L_{\text{тс}}} t}. \quad (3.35)$$

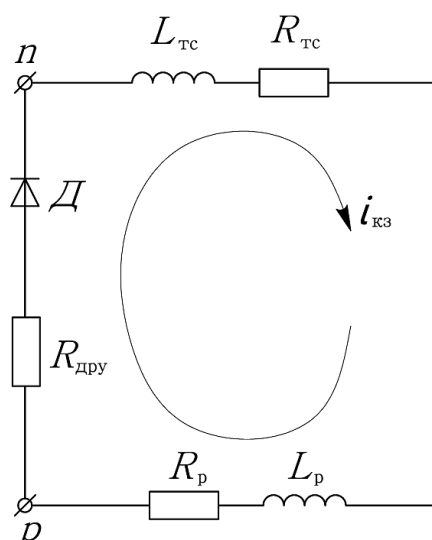


Рисунок 3.7 – Схема замещения цепи КЗ на VIII этапе

**Пример.** В качестве примера, рассмотрим процесс отключения токов КЗ вблизи ТП и у поста секционирования (ПС) контактной сети (в середине межподстанционной зоны) описанным выше неуправляемым преобразовательно-распределительным устройством с применением полученных выше аналитических выражений.

Пусть на ТП установлены два преобразовательных трансформатора номинальной мощностью  $S_{пт} = 20 \text{ МВА}$  с напряжением короткого замыкания коммутации  $u_k = 13\%$  каждый, которые подключены напрямую к питающей энергосистеме по так называемой одноступенчатой схеме трансформации. Первичное напряжение ТП составляет  $110 \text{ кВ}$ , а мощность трехфазного короткого замыкания на вводах равна  $S_{кз}^{(3)} = 2000 \text{ МВА}$ . Активными сопротивлениями питающей системы и преобразовательных трансформаторов пренебрежем. Напряжение открытия вистористора блока коммутации примем равным  $U_{нс0} = 21 \text{ кВ}$ .

Параметры сглаживающего реактора приняты следующие: сопротивление равно  $R_p = 0,024 \text{ Ом}$ , индуктивность –  $L_p = 10 \text{ мГн}$ . Учитывая, что при повышенном выпрямленном напряжении в тяговой сети расстояние между смежными ТП можно увеличить, расстояние фидерной зоны принято равным  $40 \text{ км}$ . Удельные сопротивления и индуктивность тяговой сети двухпутного участка при контакт-

ной подвеске из проводов  $M-120+2M\Phi 100+A185$  и рельсах марки Р-65 составляют соответственно  $R_{уд\text{ тс}} = 0,043 \text{ Ом} / \text{км}$  и  $L_{уд\text{ тс}} = 1,31 \text{ мГн} / \text{км}$  [70-71].

Определим выпрямленное напряжение холостого хода на шинах ТП с учетом параметров питающей сети. Допустим, что в номинальном режиме нам требуется получить выпрямленное напряжение  $U_{дн} = 13200 \text{ В}$ , то есть в четыре раза выше, чем при существующей системе тягового электроснабжения постоянного тока. Тогда по [72] выпрямленное напряжение холостого хода:

$$U_{d0} = \frac{U_{дн}}{1 - A \cdot \left( \frac{u_k \%}{100} + \frac{n \cdot S_{пт}}{S_{кз}^{(3)}} \right)} = \frac{13200}{1 - 0,26 \cdot \left( \frac{13}{100} + \frac{2 \cdot 20}{2000} \right)} \approx 13740 \text{ В}, \quad (3.36)$$

где  $A = 0,26$  – коэффициент относительного наклона внешней характеристики для 12-пульсового выпрямителя,  $n = 2$  – число параллельно работающих преобразовательных агрегатов.

Используя полученное значение напряжения холостого хода, найдем фазные напряжения вентильных обмоток преобразовательного трансформатора, соединенных в звезду и треугольник [73]:

$$U_{ВУ} = 2,565 \cdot \frac{K_{сх} U_{d0}}{m} = 2,565 \cdot \frac{1 \cdot 13740}{12} \approx 2940 \text{ В}, \quad (3.37)$$

$$U_{В\Delta} = 4,442 \cdot \frac{K_{сх} \cdot U_{d0}}{m} = 4,442 \cdot \frac{1 \cdot 13740}{12} \approx 5090 \text{ В}, \quad (3.38)$$

где  $m = 12$  – число пульсаций в кривой выпрямленного напряжения за период питающего напряжения, а  $K_{сх} = 1$  – коэффициент схемы, равный числу параллельно соединенных секций выпрямителя.

Найдем сопротивления элементов, входящих в схему замещения цепи КЗ на I, II и III этапах, показанную выше на рисунке 3.2.

Внутреннее сопротивление тяговой подстанции с учетом питающей энергосистемы определяется выражением:

$$R_{п} = \frac{U_{d0}}{I_{дн}} \cdot A \cdot \left( \frac{u_k \%}{n \cdot 100} + \frac{S_{пт}}{S_{кз}^{(3)}} \right) = \frac{13740}{1440} \cdot 0,26 \cdot \left( \frac{13}{2 \cdot 100} + \frac{20}{2000} \right) = 0,186 \text{ Ом}, \quad (3.39)$$

где  $I_{\text{дн}} = \frac{S_{\text{пт}} \cdot \lambda}{U_{\text{дн}}} = \frac{20000 \cdot 0,95}{13200} = 1440 \text{ А}$ ,  $\lambda = 0,95$  – коэффициент мощности ТП.

Индуктивность тяговой подстанции с учетом питающей энергосистемы, приведенная к линейному напряжению вентильной обмотки равно:

$$L_{\text{п}} = \frac{(U_{\text{вд}})^2}{S_{\text{кз}}^{(3)}} \cdot \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot f} = \frac{5,09^2}{2000} \cdot \frac{1}{2 \cdot 3,14 \cdot 50} = 0,04 \text{ мГн} . \quad (3.40)$$

Суммарные сопротивления и индуктивность расчетной схемы замещения для I, II и III этапов равны:

$$R_{\Sigma} = R_{\text{п}} + R_{\text{р}} = 0,186 + 0,024 = 0,210 \text{ Ом} \text{ – при КЗ вблизи ТП};$$

$$R_{\Sigma} = R_{\text{п}} + R_{\text{р}} + R_{\text{удтс}} \cdot l = 0,186 + 0,024 + 0,043 \cdot 20 = 1,07 \text{ Ом} \text{ – при КЗ у ПС на расстоянии от ТП } l = 20 \text{ км};$$

$$L_{\Sigma} = L_{\text{п}} + L_{\text{р}} = 0,04 + 10 = 10,04 \text{ мГн} \text{ – при КЗ вблизи ТП};$$

$$L_{\Sigma} = L_{\text{п}} + L_{\text{р}} + L_{\text{удтс}} \cdot l = 0,04 + 10 + 1,31 \cdot 20 = 36,24 \text{ мГн} \text{ – при КЗ у ПС на расстоянии от ТП } l = 20 \text{ км} .$$

Уставка БМЗ фидера контактной сети (см. рисунок 3.1) принята равной  $I_{\text{уст}} = 2200 \text{ А}$ . Используя выражение (3.3) определим время достижения током КЗ уставки срабатывания БМЗ:

$$\text{у ТП: } t_{\text{ТП}}^{\text{I}} = \frac{0,01004}{0,21} \cdot \ln \left( \frac{13740 / 0,21}{13740 / 0,21 - 2200} \right) = 1,64 \text{ мс};$$

$$\text{у ПС: } t_{\text{ПС}}^{\text{I}} = \frac{0,03624}{1,07} \cdot \ln \left( \frac{13740 / 1,07}{13740 / 1,07 - 2200} \right) = 6,37 \text{ мс} .$$

Далее на II и III этапах ток КЗ продолжает нарастать в течение времени срабатывания БМЗ и времени открытия коммутирующего тиристора  $T_{\text{к}}$ , которое принято общим  $t^{\text{II+III}} = 2 \text{ мс}$ . Схема цепи КЗ остается такой же, как и на первом этапе (рисунок 3.2).

Значения токов КЗ в конце III этапа найдем по формуле (3.5):

$$\text{у ТП: } I_{\text{ТП}}^{\text{III}} = \frac{13740}{0,21} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{0,21}{0,01004} \cdot (0,00164 + 0,002)} \right) = 4797 \text{ А};$$

$$\text{у ПС: } I_{\text{ПС}}^{\text{III}} = \frac{13740}{1,07} \cdot \left( 1 - e^{-\frac{1,07}{0,03624} \cdot (0,00637 + 0,002)} \right) = 2812 \text{ А}.$$

На следующем IV этапе начинает разряжаться предварительно заряженный конденсатор  $C_k$  (схема на рисунке 3.3). Создаваемый им ток перезаряда для надежного запираания тиристора  $T$  главной цепи должен быть минимум в 1,5 раза больше максимально ожидаемого тока КЗ. При этом необходимо обеспечить приемлемую скорость нарастания тока через открытый коммутирующий тиристор, во избежание его пробоя.

Допустим, что начальное напряжение на конденсаторе составляет  $U_{C0} = 10 \text{ кВ}$ . Критическая скорость нарастания большинства современных быстродействующих тиристоров составляет не менее  $\left( \frac{di}{dt} \right)_{\text{доп}} = 800 \text{ А / мкс}$ .

Принимая в расчет двойной запас по предельной скорости нарастания прямого тока, и учитывая, что в цепи с индуктивностью максимальная начальная скорость нарастания тока определяется ее величиной, получим:

$$L_k = \frac{U_{C0}}{\left( \frac{di}{dt} \right)_{\text{доп}} / 2} = \frac{10^4}{400 \cdot 10^6} = 0,025 \text{ мГн} \quad (3.41)$$

Теперь, преобразуя выражение (3.12), можно определить необходимую емкость коммутирующего контура:

$$C_k = \frac{(1,5 \cdot I_{\text{ТП}}^{\text{III}})^2 \cdot L_k}{U_{C0}^2} = \frac{(1,5 \cdot 4797)^2 \cdot 25 \cdot 10^{-6}}{(10^4)^2} = 13 \text{ мкФ} . \quad (3.42)$$

Максимально возможный ток перезаряда контура коммутации определяется по формуле (3.12):

$$I_{\text{к max}} = \frac{U_{\text{с0}} \cdot \sqrt{L_{\text{к}}}}{\sqrt{C_{\text{к}}}} = \frac{10^4 \cdot \sqrt{13 \cdot 10^{-6}}}{\sqrt{25 \cdot 10^{-6}}} = 7211 \text{ A, что в 1,5 раза больше расчетного тока}$$

фидерного выключателя при КЗ вблизи ТП.

Вычислим время, за которое ток перезаряда коммутирующего контура достигнет значения тока, протекающего в тяговой сети, тем самым сведя к нулю ток через главный тиристор  $T$  фидерного выключателя. Для этого воспользуемся формулой (3.13):

$$t_{\text{ТП}}^{\text{IV}} = \sqrt{L_{\text{к}} \cdot C_{\text{к}}} \cdot \arcsin\left(\frac{i_{\text{ТП}}^{\text{III}}}{I_{\text{к max}}}\right) = \sqrt{13 \cdot 10^{-6} \cdot 25 \cdot 10^{-6}} \cdot \arcsin\left(\frac{4797}{7211}\right) = 13 \text{ мкс при КЗ}$$

вблизи ТП;

$$t_{\text{ПС}}^{\text{IV}} = \sqrt{L_{\text{к}} \cdot C_{\text{к}}} \cdot \arcsin\left(\frac{i_{\text{ПС}}^{\text{III}}}{I_{\text{к max}}}\right) = \sqrt{13 \cdot 10^{-6} \cdot 25 \cdot 10^{-6}} \cdot \arcsin\left(\frac{2812}{7211}\right) = 7,2 \text{ мкс}$$

при КЗ у ПС.

Напряжение на конденсаторе коммутирующего контура в конце IV этапа определим по формуле (3.7):

$$U_{\text{СТП}}^{\text{IV}} = U_{\text{с0}} \cdot \cos\left(\frac{t_{\text{ТП}}^{\text{IV}}}{\sqrt{L_{\text{к}} \cdot C_{\text{к}}}}\right) = 10^4 \cdot \cos\left(\frac{13 \cdot 10^{-6}}{\sqrt{13 \cdot 10^{-6} \cdot 25 \cdot 10^{-6}}}\right) = 7511 \text{ В при КЗ вблизи ТП;}$$

$$U_{\text{СПС}}^{\text{IV}} = U_{\text{с0}} \cdot \cos\left(\frac{t_{\text{ПС}}^{\text{IV}}}{\sqrt{L_{\text{к}} \cdot C_{\text{к}}}}\right) = 10^4 \cdot \cos\left(\frac{7,2 \cdot 10^{-6}}{\sqrt{13 \cdot 10^{-6} \cdot 25 \cdot 10^{-6}}}\right) = 9214 \text{ В при КЗ у ПС.}$$

Перейдем к следующему этапу. Как было описано выше, после закрытия тиристора  $T$  в главной цепи выключателя, происходит передача энергии, накопленной в тяговой сети и сглаживающем реакторе в коммутирующую емкость. Последняя при этом сначала полностью разряжается, а затем заряжается с обратной полярностью напряжения на обкладках. Напряжение на конденсаторе становится направленным встречно источнику питания, тем самым заставляя ток тяговой сети спадать. И, когда выполняется условие (3.15), открывается ДРУ.

Определим время рассматриваемого VI этапа по выражению (3.22). Чтобы не загромождать работу излишними вычислениями, приведем лишь результаты:

$t_{\text{П}}^{\text{V}} = 54 \text{ мкс}$  – при замыкании непосредственно у ТП;

$t_{\text{ПС}}^{\text{V}} = 103 \text{ мкс}$  – при замыкании возле ПС.

По ранее полученным выражениям (3.18) и (3.21) найдем напряжение на коммутирующем конденсаторе и ток в цепи КЗ к концу рассматриваемого этапа для условий нашего примера:

$$U_{\text{СТП}}^{\text{V}} = (13740 + 7511) \cdot \left( 1 - e^{-20,9 \cdot 54 \cdot 10^{-6}} \cdot \left( \cos(2768 \cdot 54 \cdot 10^{-6}) + \frac{20,9}{2768} \cdot \sin(2768 \cdot 54 \cdot 10^{-6}) \right) \right) - \frac{4797}{13 \cdot 10^{-6}} \cdot \frac{1}{2768} \cdot e^{-20,9 \cdot 54 \cdot 10^{-6}} \cdot \sin(2768 \cdot 54 \cdot 10^{-6}) + 7511 = -11920 \text{ В};$$

$$U_{\text{СПС}}^{\text{V}} = (13740 + 9214) \cdot \left( 1 - e^{-14,8 \cdot 103 \cdot 10^{-6}} \cdot \left( \cos(1457 \cdot 103 \cdot 10^{-6}) + \frac{14,8}{1457} \cdot \sin(1457 \cdot 103 \cdot 10^{-6}) \right) \right) - \frac{2812}{13 \cdot 10^{-6}} \cdot \frac{1}{1457} \cdot e^{-14,8 \cdot 103 \cdot 10^{-6}} \cdot \sin(1457 \cdot 103 \cdot 10^{-6}) + 9214 = -12700 \text{ В};$$

$$I_{\text{П}}^{\text{V}} = \frac{(13740 + 7511)}{0,01004 \cdot 2768} \cdot e^{-20,9 \cdot 54 \cdot 10^{-6}} \cdot \sin(2768 \cdot 54 \cdot 10^{-6}) + 4797 \cdot e^{-20,9 \cdot 54 \cdot 10^{-6}} \cdot \left( \cos(2768 \cdot 54 \cdot 10^{-6}) - \frac{20,9}{2768} \cdot \sin(2768 \cdot 54 \cdot 10^{-6}) \right) = 4849 \text{ А};$$

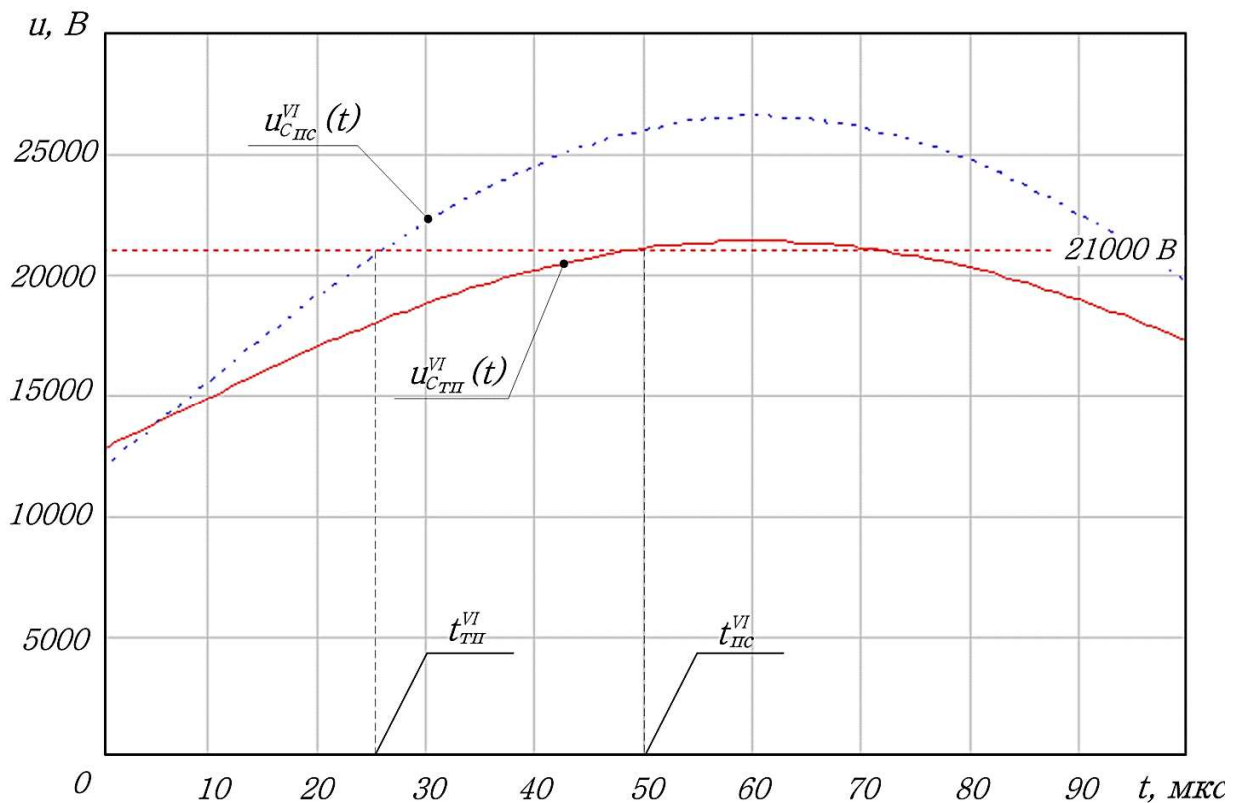
$$I_{\text{ПС}}^{\text{V}} = \frac{(13740 + 9214)}{0,03624 \cdot 1457} \cdot e^{-14,8 \cdot 103 \cdot 10^{-6}} \cdot \sin(1457 \cdot 103 \cdot 10^{-6}) + 2812 \cdot e^{-14,8 \cdot 103 \cdot 10^{-6}} \cdot \left( \cos(1457 \cdot 103 \cdot 10^{-6}) - \frac{14,8}{1457} \cdot \sin(1457 \cdot 103 \cdot 10^{-6}) \right) = 2835 \text{ А}.$$

Полученные результаты демонстрируют, что в конце V этапа полярность напряжения на коммутирующей емкости действительно поменялась на противоположную, и теперь направлена встречно источнику питания. Однако абсолютное значение напряжения на конденсаторе, пока еще не достигло напряжения открытия варистора, которое в данном случае прямо равным 21 кВ.

Рассмотрим следующий VI этап работы устройства. Возрастающее напряжение на конденсаторе, направленное против напряжения источника, заставляет спадать ток КЗ. В результате этого, ЭДС самоиндукции, возникающая на индуктивности тяговой сети и сглаживающего реактора, стремясь поддержать спадающий в контуре ток становится больше падения напряжения на сопротивлении ука-

занных элементов. По этой причине напряжение между анодом и катодом для вентиля ДРУ (точки  $p-n$  на рисунке 3.5) становится прямым и он открывается. При этом цепь делится на два контура, которые с учетом принятых выше допущений можно рассматривать независимо друг от друга.

Построим графики зависимости напряжения на конденсаторе от времени и места КЗ на рассматриваемом этапе по выражению (3.26) с учетом параметров схемы замещения. Они показаны ниже на рисунке 3.8.



$u_{C_{ТП}}^{VI}(t)$  – напряжение на конденсаторе при коротком замыкании вблизи тяговой подстанции;  
 $u_{C_{ПС}}^{VI}(t)$  – напряжение на конденсаторе при коротком замыкании вблизи поста секционирования.

Рисунок 3.8 – Зависимость напряжения на конденсаторе VI этапе

По графикам определим время, за которое напряжение на коммутирующей емкости достигнет напряжения открытия варистора:

$t_{ТП}^{VI} = 26 \text{ мкс}$  – при замыкании непосредственно у ТП;

$t_{ПС}^{VI} = 50 \text{ мкс}$  – при замыкании возле ПС.

Как было принято выше, сопротивление ДРУ на данном этапе не учитывается, то есть после его открытия образуются два независимых контура, поэтому

непосредственная подстановка найденного времени в выражение (3.26) для определения мгновенного значения тока к концу рассматриваемого этапа в нашем примере приведет к неточности. Так как найденное время VI этапа относительно невелико, примем, что токи в контурах, образованных подключением ДРУ, остаются неизменными и равными значениям в начале этапа. Эти же значения будем использовать при рассмотрении следующей стадии работы устройства.

Перейдем к рассмотрению VII этапа. Когда напряжение на коммутирующей емкости достигло напряжения открытия варистора ( $U_{нс0} = 21 \text{ кВ}$ ), в его цепь переходит ток из коммутирующего контура. Расчетная схема замещения принимает вид, как на рисунке 3.6.

Динамическое сопротивление варистора в нашем примере составляет  $R_{нс} = 0,2 \text{ Ом}$ , поэтому максимальное напряжение на нем будет:

$$U_{нс \text{ ТП}}^{\text{VII}} = R_{нс} \cdot I_{\text{ТП}}^{\text{VI}} + U_{нс0} = 0,2 \cdot 4849 + 21000 = 21970 \text{ В} \text{ – при КЗ у ТП};$$

$$U_{нс \text{ ПС}}^{\text{VII}} = R_{нс} \cdot I_{\text{ПС}}^{\text{VI}} + U_{нс0} = 0,2 \cdot 2835 + 21000 = 21567 \text{ В} \text{ – при КЗ у ПС}.$$

По выражению (3.32) определим длительность данного этапа:

$$t_{нс \text{ ТП}}^{\text{VII}} = \frac{40 \cdot 10^{-6} \cdot \ln \left( 1 - \frac{4849 \cdot (0,186 + 0,2)}{13740 - 21000} \right)}{0,186 + 0,2} = 24 \text{ мкс} \text{ – при КЗ у ТП};$$

$$t_{нс \text{ ПС}}^{\text{VII}} = \frac{40 \cdot 10^{-6} \cdot \ln \left( 1 - \frac{2835 \cdot (0,186 + 0,2)}{13740 - 21000} \right)}{0,186 + 0,2} = 15 \text{ мкс} \text{ – при КЗ у ПС}.$$

Так как тяговая сеть обладает существенно большей индуктивностью чем контур с источником питания, то ток в ней, описываемый выражением (3.34), за столь малое время изменится незначительно.

На заключительной стадии работы устройства, происходит затухание тока во втором независимом контуре тяговой сети. Теперь в расчет будет введено значение сопротивления ДРУ, которое в нашем случае составляет  $R_{дру} = 0,3 \text{ Ом}$ .

Схема для VIII этапа имеет вид, показанный на рисунке 3.7.

Ток в тяговой сети спадает по экспоненциальному закону (3.35), поэтому теоретически этот процесс длится бесконечно долго. Однако в практических расчетах обычно считают, что через время равное  $3-5\tau$  переходный процесс заканчивается.

Принимая время VIII этапа равным  $5\tau$ , получим:

$$t_{\text{III}}^{\text{VIII}} = 5 \cdot \frac{0,01}{0,024 + 0,3} = 0,154 \text{ с} \text{ – при КЗ возле ТП;}$$

$$t_{\text{III}}^{\text{VIII}} = 5 \cdot \frac{0,0362}{0,884 + 0,3} = 0,153 \text{ с} \text{ – при КЗ у ПС.}$$

Таким образом, поочередно рассмотрев все этапы отключения тока КЗ бесконтактным фидерным выключателем с блоком принудительной коммутации, можно определить полное время отключения цепи с учетом допущения, что  $R_{\text{ДРУ}} = 0 \text{ Ом}$ :

$$t_{\text{полн ТП}} = t_{\text{III}}^{\text{I}} + t_{\text{III}}^{\text{II+III}} + t_{\text{III}}^{\text{IV}} + t_{\text{III}}^{\text{V}} + t_{\text{III}}^{\text{VI}} + t_{\text{III}}^{\text{VII}} = (1,64 + 2) \cdot 10^{-3} + (13 + 54 + 26 + 24) \cdot 10^{-6} = 3,757 \text{ мс} \text{ –}$$

полное время отключения цепи при КЗ вблизи ТП;

$$t_{\text{полн ПС}} = t_{\text{ПС}}^{\text{I}} + t_{\text{ПС}}^{\text{II+III}} + t_{\text{ПС}}^{\text{IV}} + t_{\text{ПС}}^{\text{V}} + t_{\text{ПС}}^{\text{VI}} + t_{\text{ПС}}^{\text{VII}} = (6,37 + 2) \cdot 10^{-3} + (7,2 + 103 + 50 + 15) \cdot 10^{-6} = 8,545 \text{ мс} \text{ –}$$

полное время отключения цепи при КЗ возле ПС.

Данный пример поясняет предложенное математическое описание процессов отключения токов КЗ в различных точках тяговой сети фидерным выключателем с блоком принудительной коммутации и позволяет оценить его полное время отключения цепи без учета влияния сопротивления ДРУ. Безусловно, оно в конечном итоге будет отличаться от времени, полученного с его учетом, но для подробного анализа работы рассматриваемого устройства и представления сути происходящих в нем процессов этого вполне достаточно.

Уточненный расчет, учитывающий больше параметров реальных устройств и влияние сопротивления ДРУ, будет предложен в следующей главе, посвященной компьютерному моделированию разработанных устройств.

### 3.3 Математическое описание процесса отключения аварийных токов бесконтактными выключателями схемы управляемого преобразовательно-распределительного устройства

Рассмотрим работу бесконтактного фидерного выключателя управляемого преобразовательно-распределительного устройства. Данное устройство совместно с трехфазным фидерным выключателями образует управляемый двенадцатипульсовый выпрямитель. Подробное аналитическое описание его работы в различных режимах можно найти в трудах [74-75]. Для задач, решаемых в настоящей работе достаточно рассмотреть лишь процессы, происходящие в выключателе при аварийных режимах (КЗ в тяговой сети постоянного тока). Опираясь на методику, приведенную в одной из указанных работ, составим схему замещения преобразовательно-распределительного устройства, показанную на рисунке 3.9.

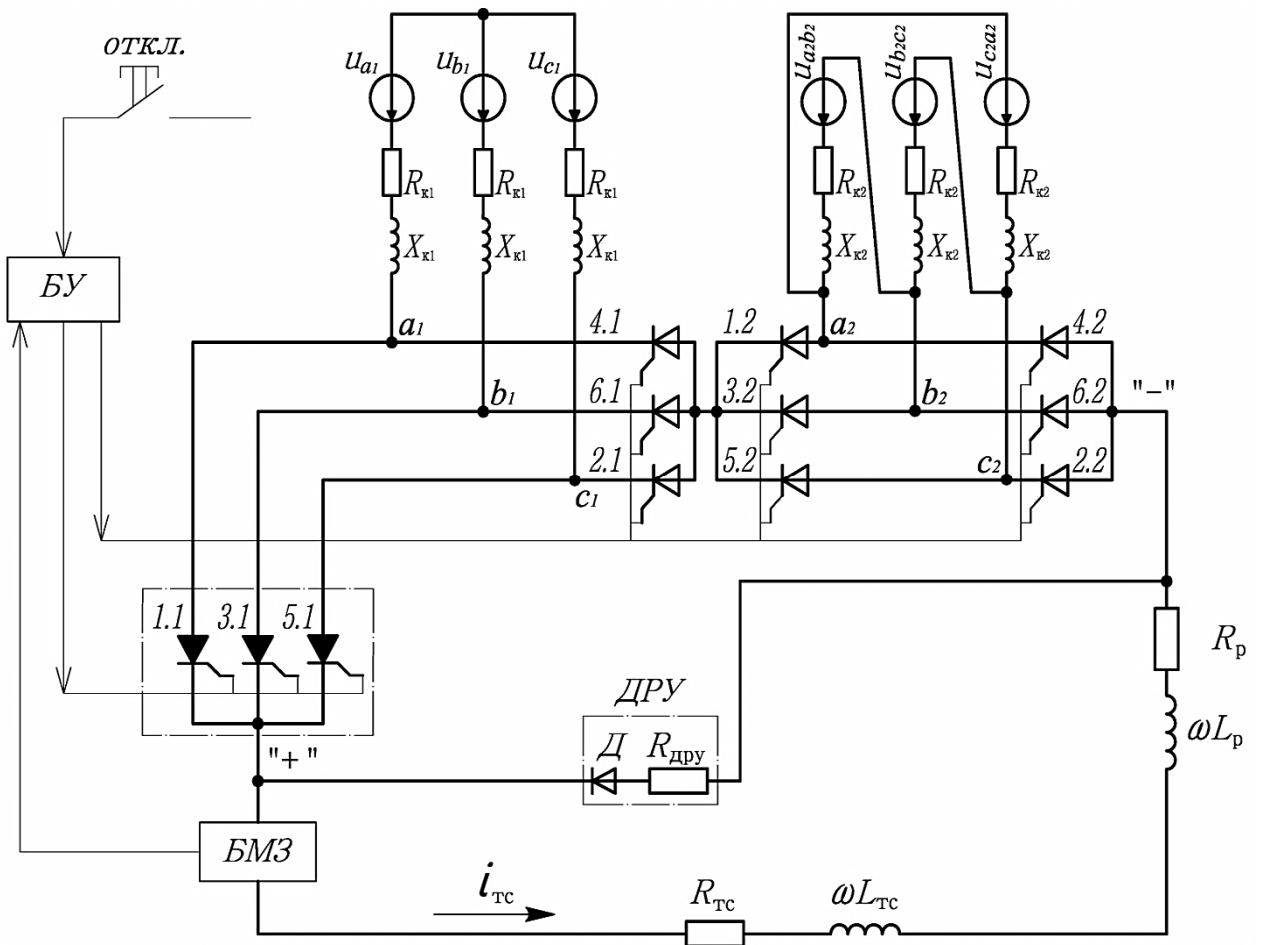


Рисунок 3.9 – Схема замещения для анализа работы управляемого преобразовательно-распределительного устройства

На рисунке 3.9 через  $X_{к1}$ ,  $X_{к2}$ ,  $R_{к1}$ ,  $R_{к2}$  обозначены соответственно индуктивные и активные сопротивления питающей сети и преобразовательного трансформатора, приведенные к линейным напряжениям  $u_{a1b1}$ ,  $u_{b1c1}$ ,  $u_{c1a1}$ ,  $u_{a2b2}$ ,  $u_{b2c2}$ ,  $u_{c2a2}$  вентильных обмоток, соединенных по схемам «звезда» и «треугольник»,  $\omega \cdot L_{тс}$ ,  $\omega \cdot L_{р}$ ,  $R_{тс}$ ,  $R_{р}$  – соответственно индуктивные и активные сопротивления тяговой сети и сглаживающего реактора ТП (в данном случае введены синусоидальные ЭДС источника питания).

На **I этапе** будем полагать, что КЗ наступает в момент времени  $t_0$  вблизи Т, у которой начальная нагрузка отсутствовала, угол регулирования выпрямителя  $\alpha = 0$ .

На данном этапе длительностью  $\pi/6$  рад (0,00167 с) к выпрямителю приложена сумма положительных анодных напряжений  $u_{a1b1} + u_{a2b2}$ . Открываются и начинают проводить ток тиристоры 1.2-6.1-1.1-6.2. В данном этапе контуру между точками  $a_2 - b_2$  соответствует схема замещения на рисунке 3.10. Ток выпрямляют четыре последовательно соединенных тиристорных плеча.

Изменение тока  $i_{кз}$  на данном этапе описывается линейным дифференциальным уравнением:

$$X \cdot \frac{di_{кз}^I}{d\omega \cdot t} + R \cdot i_{кз}^I = \frac{k}{2} \cdot U_M \cdot \sin\left(\omega \cdot t + \frac{5 \cdot \pi}{12}\right), \quad (3.43)$$

$$\text{где } X = 2 \cdot X_{к1} + \frac{X_{к2}}{3} + \frac{\omega \cdot L_d}{2}, \quad R = 2 \cdot R_{к1} + \frac{R_{к2}}{3} + \frac{R_d}{2},$$

$$\omega \cdot L_d = \omega \cdot L_{тс} + \omega \cdot L_{р}, \quad R_d = R_{тс} + R_{р},$$

$$u_{a1b1} + u_{a2b2} = k \cdot U_M \cdot \sin\left(\omega \cdot t + \frac{5 \cdot \pi}{12}\right),$$

$$k = \sqrt{1 + k_{12}^2 + \sqrt{3} \cdot k_{12}}, \quad k_{12} = \frac{k_1}{\sqrt{3} \cdot k_2},$$

$k_1$  и  $k_2$  – соответственно коэффициенты трансформации вентильных обмоток «звезда» и «треугольник»;

$U_M$  – амплитудное линейное напряжение вентильных обмоток при  $k_{12} = 1$ .

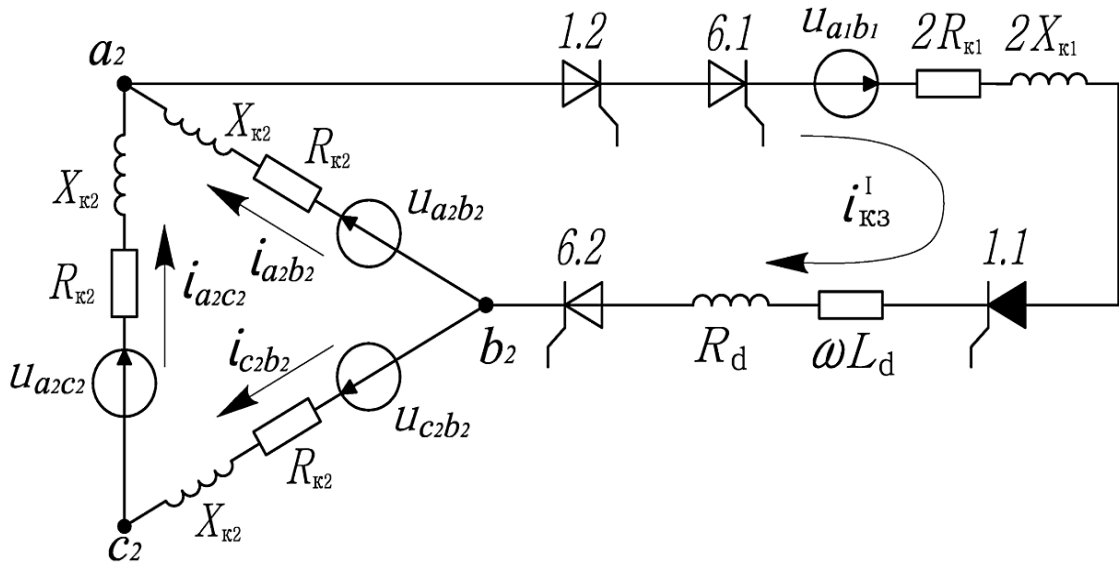


Рисунок 3.10 – Схема замещения цепи КЗ на I этапе

Уравнение (3.43) имеет общее решение [77]:

$$i_{\text{КЗ}}^{\text{I}} = I_{\text{M}} \cdot \left( \sin \left( \omega \cdot t + \frac{5 \cdot \pi}{12} - \varphi \right) + A_1 \cdot e^{-\frac{(\omega t - \alpha)}{\text{tg}(\varphi)}} \right), \quad (3.44)$$

где  $\varphi = \arctg \left( \frac{X}{R} \right)$ ,  $I_{\text{M}} = \frac{k}{2} \cdot \frac{U_{\text{M}}}{Z}$ ,  $Z = \sqrt{X^2 + R^2}$ ,  $A_1 = \sin \left( \frac{5 \cdot \pi}{12} + \alpha - \varphi \right)$ .

Ток КЗ может достичь к моменту  $t_{\text{уст}}$  значения уставки защиты фидера постоянного тока, и спустя некоторое время  $t_{\text{сз}}$  сформируется команда снятия управляющих импульсов с тиристорov выпрямителя и выключателя. Если  $t_{\text{сз}}$  будет таким, что сумма времен  $t_{\text{уст}} + t_{\text{сз}}$  окажется меньше  $\pi/6$  (или 0,00167 с), то дальнейшая коммутация вентилей выпрямителя прекратится и ток  $i_{\text{КЗ}}^{\text{I}}$  после достижения максимального значения будет спадать до нуля по закону (3.44). В противном случае ток КЗ достигает граничного значения в момент  $\pi/6 + \alpha$  и начинается следующий этап.

Таким образом, ток  $i_{\text{КЗ}}^{\text{I}}$  в конце I этапа имеет граничное значение:

$$I_{\text{КЗ}}^{\text{I}} = I_{\text{M}} \cdot A_{\text{дл}}, \quad (3.45)$$

$$A_{\text{дл}} = \sin \left( \frac{7 \cdot \pi}{12} + \alpha - \varphi \right) + A_1 \cdot e^{-\frac{\pi}{6 \cdot \text{tg}(\varphi)}}. \quad (3.46)$$

В начале **II этапа** в момент  $\pi/6+\alpha$  под действием линейного напряжения  $u_{a2c2}$  открывается тиристорное плечо 2.2 и начинается процесс первой коммутации в выпрямительном мосте, питающемся от вентиляной обмотки, соединенной в «треугольник». Ток в плече 2.2 начинает нарастать от нуля, а в плече б.2 – уменьшаться от значения  $I_{кз}^I$ , определяемого выражением (3.45). Переменный ток вначале данного этапа выпрямляют 5 тиристорных плеч. Схема для начального момента на данном этапе представлена на рисунке 3.11.

В зависимости от величины тока КЗ или нагрузки, определяющие длительность коммутации  $\gamma$ , возможны следующие варианты работы устройства.

В **первом варианте**, когда угол коммутации  $\gamma$  превышает значение  $\pi/6$  рад и изменяется в диапазоне  $\pi/6 < \gamma < 2\pi/6$  рад, схема замещения до конца этапа останется такой же, как вначале этапа (рисунок 3.11). Это говорит о том, что на протяжении всего II этапа будет продолжаться коммутация в тиристорных плечах б.2 и 2.2, которая завершится только в следующем III этапе.

В течение всего рассматриваемого этапа продолжается коммутация в плечах б.2 и 2.2, то есть одновременно работают 5 плеч выпрямителя и межкоммутационный промежуток (переход в режим 4 плеча) не наступает.

Дифференциальное уравнение, описывающее изменение тока КЗ в периоде  $\pi/6+\alpha < \omega t < \pi/3+\alpha$  (длительность II этапа) записывается в виде:

$$X_2 \cdot \frac{di_{кз}^{II}}{d\omega \cdot t} + R_2 \cdot i_{кз}^{II} = \frac{k^2}{2} U_M \cdot \sin\left(\omega \cdot t + \frac{2 \cdot \pi}{6}\right), \quad (3.47)$$

где  $X_2 = 2 \cdot X_{к1} + \frac{X_{к2}}{2} + X_d$ ,  $R_2 = 2 \cdot R_{к1} + \frac{R_{к2}}{2} + R_d$ .

Решением дифференциального уравнения (3.47) является выражение [77]:

$$i_{кз}^{II} = I_M \cdot \left( \frac{k \cdot Z}{Z_2} \cdot \sin\left(\omega \cdot t + \frac{2 \cdot \pi}{6} - \psi\right) + B_2 \cdot e^{-\frac{\left(\omega t - \frac{\pi}{6} - \alpha\right)}{\text{tg}(\psi)}} \right), \quad (3.48)$$

где  $\psi = \arctg\left(\frac{X_2}{R_2}\right)$ ,  $Z_2 = \sqrt{X_2^2 + R_2^2}$ ;  $Z_2 = \sqrt{X_2^2 + R_2^2}$ ,

$$B_2 = A_{d1} - \frac{k \cdot Z}{Z_2} \cdot \sin\left(\frac{\pi}{6} + \alpha + \frac{2 \cdot \pi}{6} - \psi\right).$$

В конце II этапа, в момент времени  $2\pi/6 + \alpha$  (0,0033 с), мгновенное значение тока КЗ в тяговой сети можно определить как:

$$I_{\text{КЗ}}^{\text{II}} = I_{\text{M}} \cdot A_{d2}, \quad (3.49)$$

$$A_{d2} = \frac{k \cdot Z}{Z_2} \cdot \sin\left(\frac{\pi}{6} + \gamma + \alpha + \frac{2 \cdot \pi}{6} - \psi\right) + B_2 \cdot e^{-\frac{\gamma}{\text{tg}(\psi)}}. \quad (3.50)$$

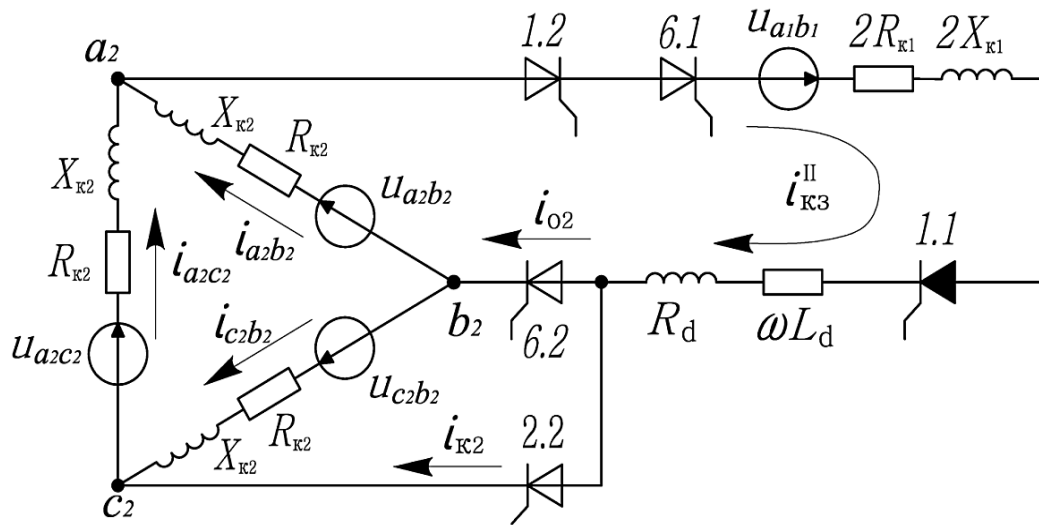


Рисунок 3.11 – Схема замещения цепи КЗ в начале II этапа

Теперь разберем **второй вариант**, когда угол коммутации  $\gamma$  не превышает значения  $\pi/6$ . Тогда в пределах  $\pi/6 + \alpha + \gamma < \omega t < 2\pi/6 + \alpha$ , ток в завершающем работу плече 6.2 станет равен нулю и наступит межкоммутационный промежуток. Схема замещения примет вид, показанный на рисунке 3.12.

В межкоммутационном промежутке ток выпрямляют 4 тиристорных плеча под действием приложенных линейных напряжений  $u_{a2c2} + u_{a1b1}$ . В данной контуре включены такие же сопротивления, что и на рисунке 3.10 в I этапе. Для контура справедливо дифференциальное уравнение:

$$X \cdot \frac{di_{\text{КЗ}}^{\text{II}}}{d\omega \cdot t} + R \cdot i_{\text{КЗ}}^{\text{II}} = \frac{k}{2} \cdot U_{\text{M}} \cdot \sin\left(\omega \cdot t + \frac{3 \cdot \pi}{12}\right), \quad (3.51)$$

которое имеет общее решение [74]:

$$i_{\text{КЗ}}^{\text{II}} = I_{\text{M}} \cdot \left( \sin \left( \omega \cdot t + \frac{3 \cdot \pi}{12} - \varphi \right) + A_2 \cdot e^{-\frac{\left( \omega t - \frac{\pi}{6} - \alpha - \gamma \right)}{\text{tg}(\varphi)}} \right), \quad (3.52)$$

где  $A_2 = A_{\text{д1}} - \sin \left( \frac{\pi}{6} + \alpha + \gamma + \frac{3 \cdot \pi}{12} - \varphi \right)$ .

В этом случае граничный ток КЗ в конце II этапа определяется как:

$$I_{\text{КЗ}}^{\text{II}} = I_{\text{M}} \cdot A_{\text{д2}}, \quad (3.53)$$

$$A_{\text{д2}} = \sin \left( \frac{\pi}{6} + \alpha + \gamma + \frac{3 \cdot \pi}{12} - \varphi \right) + A_2 \cdot e^{-\frac{\left( \frac{\pi}{6} - \gamma \right)}{\text{tg}(\varphi)}} \quad (3.54)$$

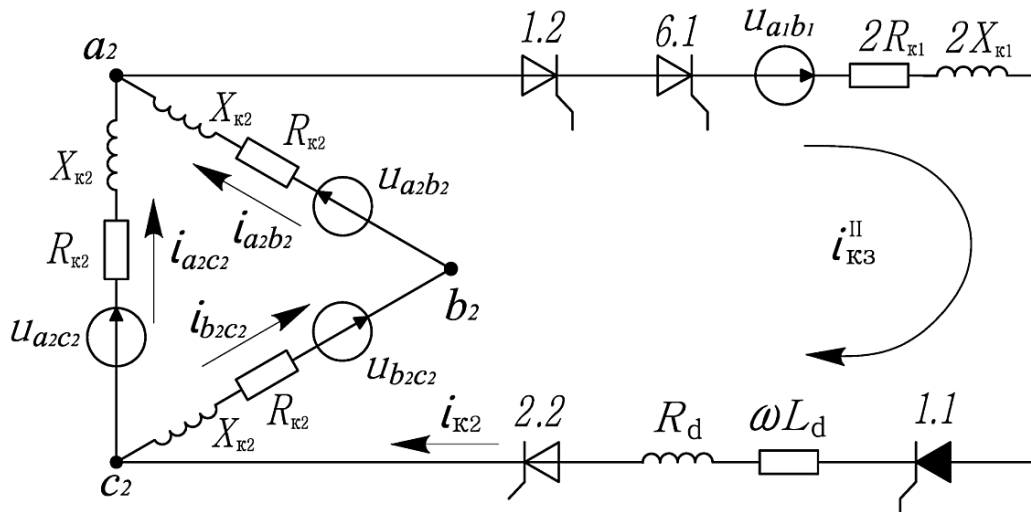


Рисунок 3.12 – Схема замещения цепи КЗ для II этапа в случае  $\gamma < \pi/6$

Если в конце данного этапа к моменту  $2\pi/6$  (0,0033 с) защита поврежденного фидера окончательно сформирует команду на блокирование тиристорov выключателя и выпрямителя, то произойдет отключение поврежденного фидера, когда закончится коммутация тока и ток в вентилях 1.2-6.1-2.2-1.1 достигнет нуля.

Если же блокирование на данном этапе до второй коммутации не происходит, то авария продолжается и подключается плечо 3.1. Ток КЗ будет нарастать, а выпрямитель перейдет в чередующийся режим работы по 5-6 плеч, а затем, когда угол коммутации достигнет величины  $\pi/3$ , в режим по 6 плеч. Блокирование тиристорov после второй коммутации сначала сводит число работающих плеч до 4,

подобно схеме на рисунке 3.10, затем ток, достигнув нуля, прерывается. Из-за наличия экспоненциальной составляющей в формуле (3.52), описывающей изменение тока, процесс отключения тока может затянуться на несколько периодов питающего переменного напряжения, особенно при большой индуктивности отключаемой цепи.

**III Этап.** Данный этап наступает, если имеет место ситуация, когда угол коммутации превысил значение  $\pi/6$  на некоторую величину  $\Delta\gamma$ , достигающей в зависимости от тока величины КЗ значения  $\pi/6$ . При этом, на предыдущем этапе до времени  $2\pi/6$  (0,0033 с) защитой были сняты управляющие импульсы со всех вентилей и плечо 3.1 не успело вступить в работу.

В начале этого этапа, в момент  $\omega t = 2\pi/6$ , выполняется условие  $u_{a1b1} = u_{a2b2}$ , и выпрямительном мосте, питающемся от вентильной обмотки, соединенной по схеме «звезда» открывается плечо 2.1 и в соответствии со схемой замещения, показанной на рисунке 3.13, происходит коммутация тока. В промежутке  $2\pi/6 + \alpha < \omega t < 2\pi/6 + \alpha + \Delta\gamma$ , выпрямитель работает в режиме 6 плеч, то есть в каждом мосте одновременно открыты по 3 плеча. В течение времени  $\Delta\gamma$  оба моста коммутируют ток одновременно.

Выпрямленный ток, в этом этапе в соответствии со схемой замещения на рисунке 3.13 описывается линейным дифференциальным уравнением:

$$X_3 \cdot \frac{di_{кз}^{III}}{d\omega \cdot t} + R_3 \cdot i_{кз}^{III} = \frac{\sqrt{3} \cdot k}{2} \cdot U_M \cdot \sin\left(\omega \cdot t + \frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{12}\right), \quad (3.55)$$

где  $X_3 = 1,5 \cdot X_{к1} + \frac{X_{к2}}{2} + \omega \cdot L_d$ ,  $R_3 = 1,5 \cdot R_{к1} + \frac{R_{к2}}{2} + R_d$ ,

$$u_{a1b1} + u_{a2b2} + u_{a1c1} + u_{a2c2} = \frac{\sqrt{3} \cdot k}{2} \cdot U_M \cdot \sin\left(\omega \cdot t + \frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{12}\right).$$

Его решением является выражение [74]:

$$i_{кз}^{III} = I_M \cdot \left( \frac{\sqrt{3} \cdot Z}{Z_3} \cdot \sin\left(\omega \cdot t + \frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{12} - \varphi_3\right) + B_3 \cdot e^{-\frac{\left(\omega t - \frac{2\pi}{6} - \alpha\right)}{\text{tg}(\varphi_3)}} \right), \quad (3.56)$$

где  $\varphi_3 = \arctg\left(\frac{X_3}{R_3}\right)$ ,  $Z_3 = \sqrt{X_3^2 + R_3^2}$ ,

$$B_3 = A_{d2} - \frac{\sqrt{3} \cdot Z}{Z_3} \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot \pi}{6} + \alpha + \frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{12} - \varphi_3\right).$$

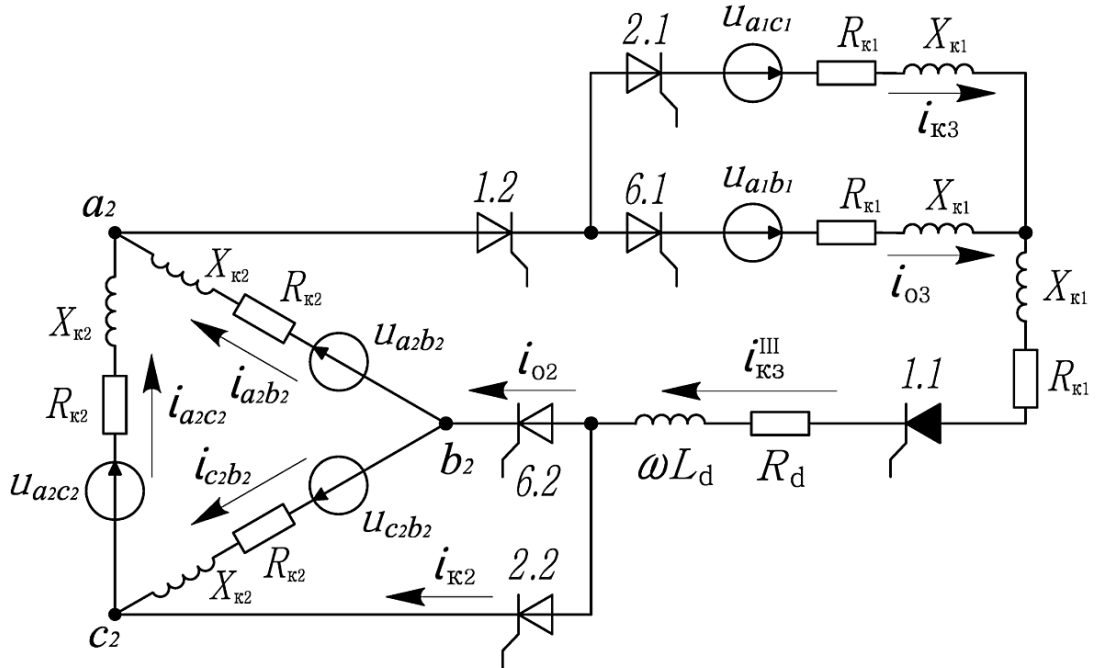


Рисунок 3.13 – Схема замещения цепи КЗ на III этапе

На этом этапе произойдет поочередное отключение вентилях 6.2, 6.1, то есть переход выпрямителя в режим выпрямления по 5, а затем по 4 плеча, и, как только ток  $i_{к3}^{III}$  достигнет нуля, отключатся и вентили 1.2-2.1-1.1-2.2.

**IV Этап.** Данный этап является общим для всех предыдущих, так как он является завершающей стадией процесса отключения аварийного тока после блокирования защитой тиристоров выпрямителя и трехфазного фидерного выключателя. Ток короткого замыкания  $i_{к3}^*$ , в зависимости от рассмотренных выше режимов работы выпрямителя, изменяется согласно формулам (3.44), (3.48), (3.52) или (3.56). После достижения максимального значения он начинает спадать и когда выполнится условие:

$$i_{к3}^* \cdot R_d < -L_d \cdot \frac{di_{к3}^*}{dt}, \quad (3.57)$$

то в работу вступит ДРУ, которое шунтирует тяговую сеть.

При этом образуется два взаимосвязанных контура тока: первый с током  $i_{кз}^{IV}$ , замыкающимся через выпрямитель и выключатель тяговой подстанции, второй, замыкающийся через тяговую сеть  $i_{тс}^{IV}$ . Примем допущение, что сопротивление ДРУ равно нулю, тогда указанные контуры можно рассматривать независимыми друг от друга. Ранее уже отмечалось незначительное влияние данного допущения на общий ход отключения тока КЗ.

Для определения мгновенного значения тока  $i_{кз}^{IV}$ , в зависимости от того на каком этапе происходит отключение, справедливы выражения (3.44), (3.48), (3.52) или (3.56), без учета сопротивления тяговой сети. Данный ток будет довольно быстро спадать до нуля, так как ограничивается лишь индуктивным сопротивлением вентиляльных обмоток преобразовательного трансформатора.

Ток в тяговой сети  $i_{тс}^{IV}$  затухает медленнее, чем  $i_{кз}^{IV}$  из-за наличия большой индуктивности сглаживающего реактора, и самой тяговой сети в случае удаленного КЗ. Его изменение описывается выражением (3.35). Чем выше сопротивление ДРУ, тем быстрее происходит спад тока до нуля, но при этом будет возникать большее падение напряжения на ДРУ.

Таким образом, отключение тока короткого замыкания или нагрузки производится путем снятия управляющих импульсов со всех тиристоров отключаемого фидерного выключателя и выпрямителя. Токи, протекающие через вентили, в момент отключения, за счет естественной коммутации выпрямителя, со временем достигнут нуля. При этом дальнейшей коммутации вентиля не последует, так как с них снят отпирающий сигнал. Время отключения зависит от частоты питающей сети переменного тока, от индуктивности отключаемой цепи постоянного тока, а также от режима работы, в котором будет находиться выпрямитель, в момент блокирования выключателя и его тиристорных плеч.

Применение диодного разрядного устройства, подключаемого между выводом постоянного тока фидерного выключателя и минус шиной выпрямителя, позволяет уменьшить время протекания тока через тиристоры выключателя, снижая воздействие на них теплового импульса. Более того, даже при блокировании вы-

прямителя с выключателем после второй коммутации (наиболее тяжелый режим для выпрямителя) от начала КЗ, отключение тока происходит сразу же после его перехода через максимальное значение, без колебаний в течение нескольких периодов.

### **3.4 Выводы по главе**

1 Выполнен подробный поэтапный анализ работы предложенных преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными фидерными выключателями при отключении аварийных токов в тяговой сети.

2 Получены аналитические выражения, позволяющие с учетом принятых допущений, найти значения токов и напряжений в элементах бесконтактных выключателей рассматриваемых устройств, а также определить длительность протекания электромагнитных процессов на всех этапах.

3 В качестве примера, приведен расчет токов и напряжений, а также длительности всех этапов отключения тока КЗ бесконтактным выключателем схемы преобразовательно-распределительного устройства с НУВ.

## **ГЛАВА 4 КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ОТКЛЮЧЕНИЯ БЕСКОНТАКТНЫМИ ВЫКЛЮЧАТЕЛЯМИ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНО-РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ АВАРИЙНЫХ ТОКОВ В ТЯГОВЫХ СЕТЯХ**

### **4.1 Компьютерное моделирование с помощью пакета прикладных программ MATLAB. Общие положения**

Предложенные в предыдущей главе математические модели исследуемых преобразовательно-распределительных устройств позволили получить аналитическое описание электромагнитных процессов, происходящих в них. Они важны для понимания работы рассматриваемых устройств с теоретической точки зрения.

Однако для возможности их практической реализации, требуется анализ переходных процессов в исследуемых схемах при различных параметрах силового электрооборудования и тяговых сетей, которые имеют место в условиях эксплуатации. Следует, по возможности, принимать во внимание как можно больше факторов и деталей, присущих реальным устройствам.

Проведение натуральных (физических) экспериментов, которые при надлежащей постановке могут дать достаточные и надежные результаты, в настоящее время по ряду причин весьма затруднительно. Поэтому следует обратиться к компьютерному (численному) моделированию, которое является эффективным и признанным, во многих отраслях науки и техники, методом изучения сложных динамических систем. Численные эксперименты дают возможность изучать сложные модели, достаточно полно и точно отражающие исследуемые процессы. Тем более что на сегодняшний день, уровень развития вычислительной техники и соответствующего программного обеспечения предлагает широкие возможности по созданию компьютерных моделей электротехнических устройств, основанных на принципах имитационного моделирования.

Основное достоинство компьютерного моделирования состоит в том, что оно:

- позволяет исследовать объекты и явления, изучение которых в реальных условиях невозможно, либо очень затруднительно;
- позволяет легко повторять эксперимент множество раз, меняя, при необходимости, значения любых параметров;
- реализует независимость поведения модели и получаемых результатов от внешних факторов;
- позволяют сэкономить средства и время на экспериментирование;
- дает возможность представить полученные результаты в наглядной форме.

Одним из ведущих программных средств решения задач научных и технических вычислений является пакет приложений MATLAB. В его состав входит Simulink – интерактивная графическая среда имитационного моделирования, позволяющая пользователю создавать виртуальные модели исследуемых объектов из набора стандартных или самостоятельно разработанных блоков и осуществлять расчеты.

Среда Simulink содержит множество библиотек, специализированных на различных отраслях техники. Одна из таких библиотек SimPowerSystems ориентирована на моделирование электротехнических устройств и силовой полупроводниковой техники. При моделировании с использованием указанной библиотеки реализуется принцип визуального программирования, в соответствии с которым, пользователь создает из структурных блоков на рабочем экране блок-схему изучаемого устройства, называемую SPS-моделью. Затем Simulink автоматизирует следующий, наиболее трудоемкий этап моделирования: он составляет и решает сложные системы алгебраических и дифференциальных уравнений, описывающих заданную функциональную схему (SPS-модель), обеспечивая удобный и наглядный визуальный контроль над поведением созданного пользователем виртуального устройства. При этом возможно выбирать метод решения дифференциальных уравнений, а также способ изменения модельного времени (с фиксированным или переменным шагом).

Алгоритм расчета SPS-модели можно представить в виде блок-схемы, показанной на рисунке 4.1 [76].

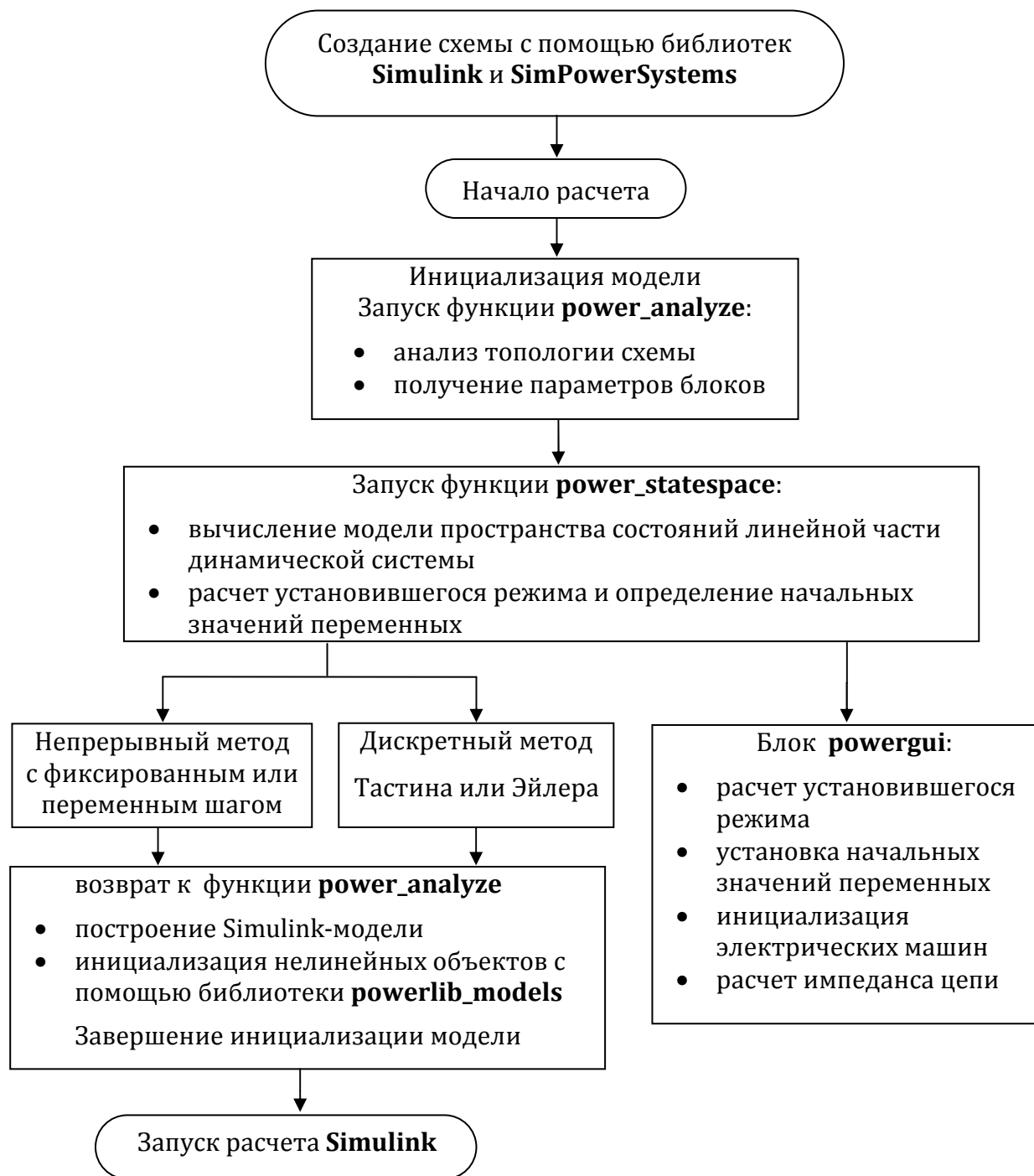


Рисунок 4.1 – Алгоритм расчета SPS-модели в среде MATLAB [76]

Используя широкие возможности библиотек Simulink и SimPowerSystems, автором созданы компьютерные модели предлагаемых ТП с бесконтактными фидерными выключателями постоянного тока, предназначенные для проведения

испытаний в наиболее тяжелых режимах работы, наблюдения за процессами, протекающих в отдельных узлах, и подбора параметров оборудования.

Во всех рассматриваемых далее SPS-моделях при расчетах применялась дискретизация по методу Эйлера со временем дискретизации (*Sample time*) равным 1 мкс. Модуль для решения систем дифференциальных уравнений (*Solver*) при моделировании осуществляет расчеты классическим методом Рунге – Кутты четвертого порядка. Такие параметры расчета исследуемых моделей, содержащих большое количество нелинейных элементов, позволили добиться приемлемой скорости вычислений при необходимой точности.

Исчерпывающее описание правил и методики построения SPS-моделей, а также назначение, особенности и возможности всех элементов и блоков Simulink и SimPowerSystems можно найти в [77-80]. Поэтому не будем заострять на них внимание.

Необходимо отметить, что результаты, полученные по аналитическим выражениям, могут несколько отличаться от результатов компьютерного моделирования. Это объясняется различными математическими аппаратами, применяемыми при решении дифференциальных уравнений, и принятыми допущениями при выводе аналитических выражений.

#### **4.2 Моделирование процессов отключения коротких замыканий в тяговой сети, питаемой от тяговой подстанции с неуправляемым преобразовательно-распределительным устройством и бесконтактными выключателями постоянного тока**

Рассмотрим SPS-модель ТП с НУВ. Ее структурная схема представлена на рисунке 4.2. Предлагаемая компьютерная модель устройства учитывает влияние коммутационных процессов в вентилях выпрямителя, за счет использования имеющихся блоков диодов (*Diode*) и тиристоров (*Thyristor*), которые образуют трехфазный выпрямительный мост и полумост, питаемые от вентильных обмоток трансформатора, заданных напряжениями  $u_{a1}$ ,  $u_{b1}$ ,  $u_{c1}$ ,  $u_{a2b2}$ ,  $u_{b2c2}$ ,  $u_{c2a2}$  и сопротивлениями  $R_{k1}$ ,  $X_{k1}$  соответствующих фаз.

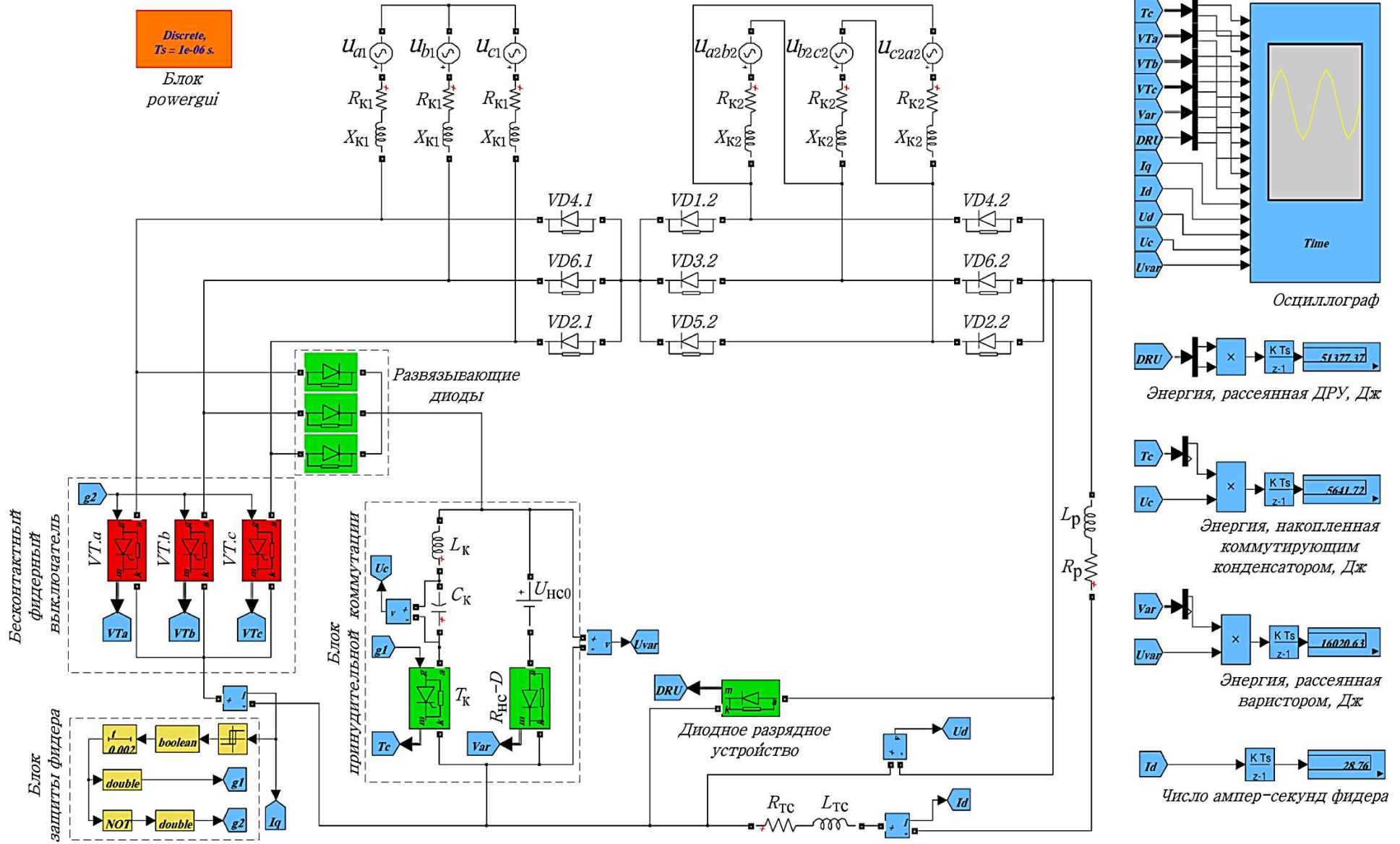


Рисунок 4.2 – Структурная схема SPS-модели тяговой подстанции с неуправляемым преобразовательно-распределительным устройством и бесконтактным выключателем постоянного тока

Управление коммутирующим тиристором и главными тиристорами выключателя фидера постоянного тока  $VT.a$ ,  $VT.b$ ,  $VT.c$  осуществляется от блока защиты фидера, состоящего из логических и функциональных блоков библиотеки Simulink. Важно, что при моделировании значение сопротивления ДРУ учитывается на всех этапах отключения аварийных токов, а не на последних этапах, как это было в рассмотренном ранее аналитическом примере.

Для получения осциллограмм напряжений и токов элементов цепи используются стандартные блоки измерения токов (*Current Measurement*), измерения напряжений (*Voltage Measurement*) и собственно осциллограф (*Time Scope*). Количество энергии, притекающих к месту КЗ через поврежденный фидер, а также выделенной или запасенной различными элементами, осуществляется с помощью специальных математических блоков из библиотеки Simulink.

При создании компьютерной модели тяговой сети, питаемой от ТП с НУВ, использовались исходные данные из примера, рассмотренного ранее в разделе 3.2 и паспортные данные ее электротехнического оборудования. Приведение параметров питающей сети и тяговой подстанции к вентильным обмоткам преобразовательного трансформатора выполнялось по методике, изложенной в [74].

Работа ТП по схеме с НУВ и бесконтактным выключателем с блоком принудительной коммутации моделировалась при наиболее тяжелых аварийных режимах для оборудования фидерного выключателя. Таковыми являются близкие металлические КЗ в тяговой сети, возникающие при всех включенных преобразовательных агрегатах в режиме холостого хода ТП, когда выпрямленное напряжение имеет максимальное значение, а также удаленные КЗ в сети с большой индуктивностью, сопровождающиеся малыми токами.

На рисунках 4.3 *а*, *б* представлены осциллограммы отключения тока КЗ, наглядно поясняющие работу бесконтактного фидерного выключателя с блоком коммутации, теоретическое описание которого было изложено в разделе 3.2. Причем для удобства осциллограмма на рисунке 4.3 *б* выполнена с малым масштабом по времени, чтобы подробно показать начальные этапы работы бесконтактного выключателя.

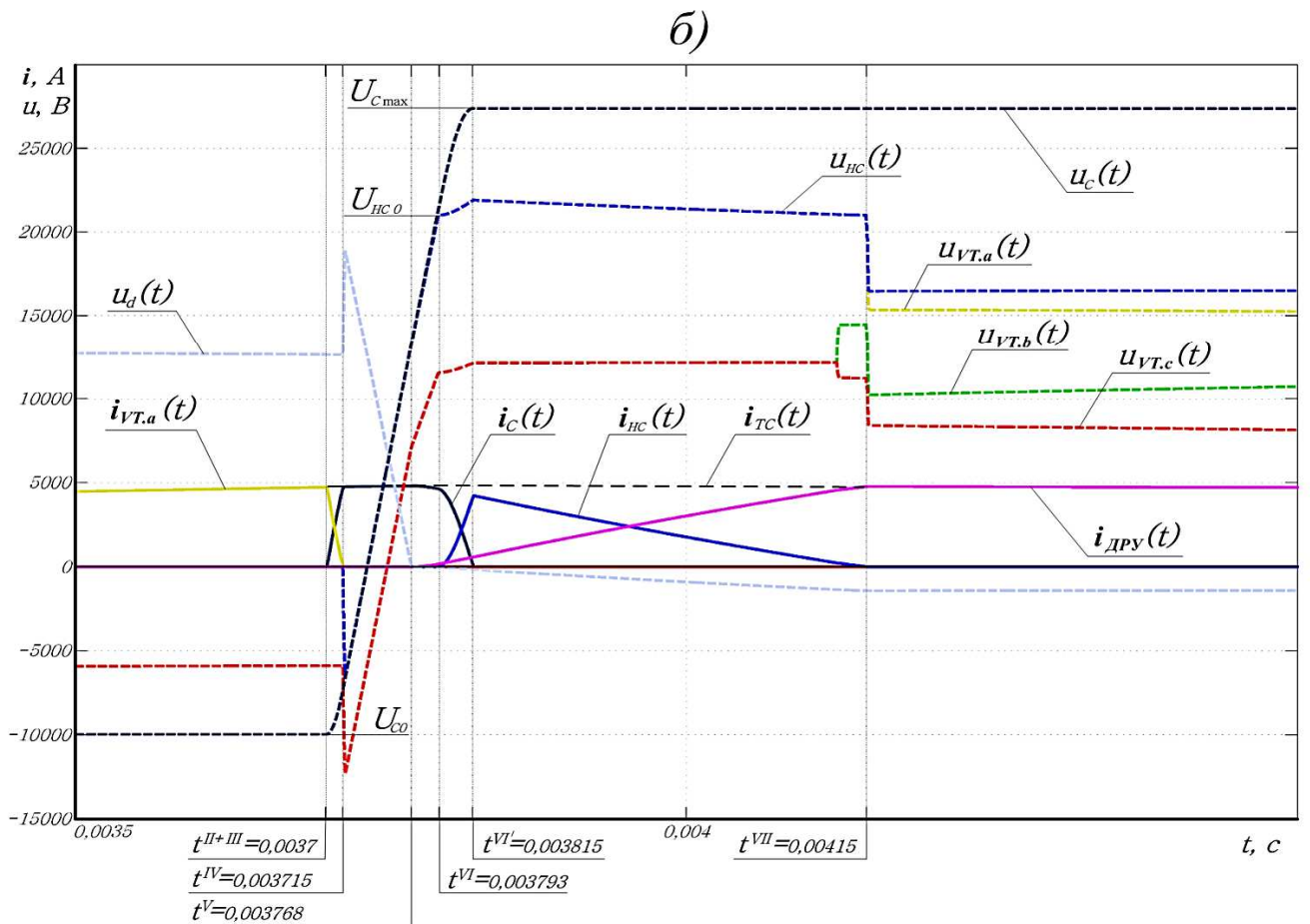
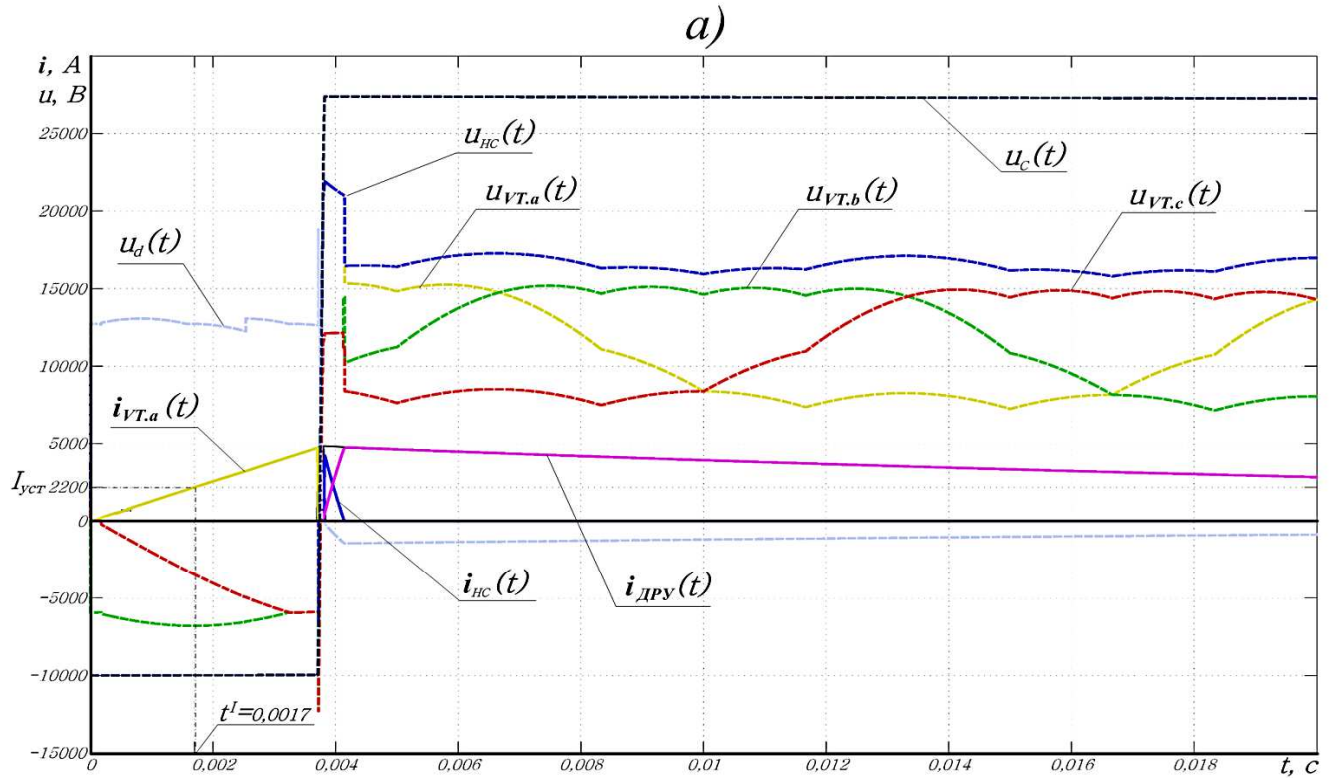


Рисунок 4.3 – Осциллограммы процесса отключения тока близкого КЗ бесконтактным выключателем преобразовательно-распределительного устройства с НУВ на интервалах времени 0–20 мс (а) и 3,5–4,5 мс (б)

На осциллограмме 4.3 *а* видно, как в момент времени  $t^I = 1,7 \text{ мс}$  аварийный ток, протекающий через тиристор  $VT.a$ , достигает величины уставки  $I_{уст} = 2200 \text{ А}$ , после чего, спустя суммарное время  $2 \text{ мс}$ , учитывающее формирование отпирающего импульса блока защиты и открытие коммутирующего тиристора  $T_k$ , вступает в работу коммутирующий конденсатор  $C_k$ . Это происходит в момент времени  $t^{II+III} = 3,7 \text{ мс}$ , отмеченный на рисунке 4.3 *б*. Возникает ток перезаряда конденсатора  $i_C(t)$  (на рисунке 3.3 обозначенный как  $i_k$ ), который направлен встречно отключаемому току  $i_{VT.a}(t)$ , и к моменту  $t^{IV} = 3,715 \text{ мс}$  доводит последний до нуля.

С этого момента тиристоры главной цепи полностью обесточены и начинают восстанавливать свои запирающие свойства в течение некоторого времени, определяемого конкретным типом приборов. Тем временем, ток в тяговой сети начинает спадать, и когда в момент  $t^V = 3,768 \text{ мс}$  выполняется условие (3.15), открывается ДРУ, сопротивление которого составляет  $0,3 \text{ Ом}$ .

Видно, что напряжение на конденсаторе к этому моменту уже имеет противоположную полярность и продолжает увеличиваться по мере накопления энергии в виде электрического поля. В момент  $t^{VI} = 3,793 \text{ мс}$  оно достигает напряжения срабатывания варистора  $U_{HCO} = 21 \text{ кВ}$ . Из-за наличия в контуре коммутации ограничивающей индуктивности  $L_k$ , переход тока из ветви с конденсатором во вновь открывшуюся ветвь варистора происходит не мгновенно, а за время равное  $22 \text{ мкс}$ . За это время напряжение на конденсаторе достигает к моменту времени  $t^{VII} = 3,815 \text{ мс}$  максимального значения равного  $27,34 \text{ кВ}$ .

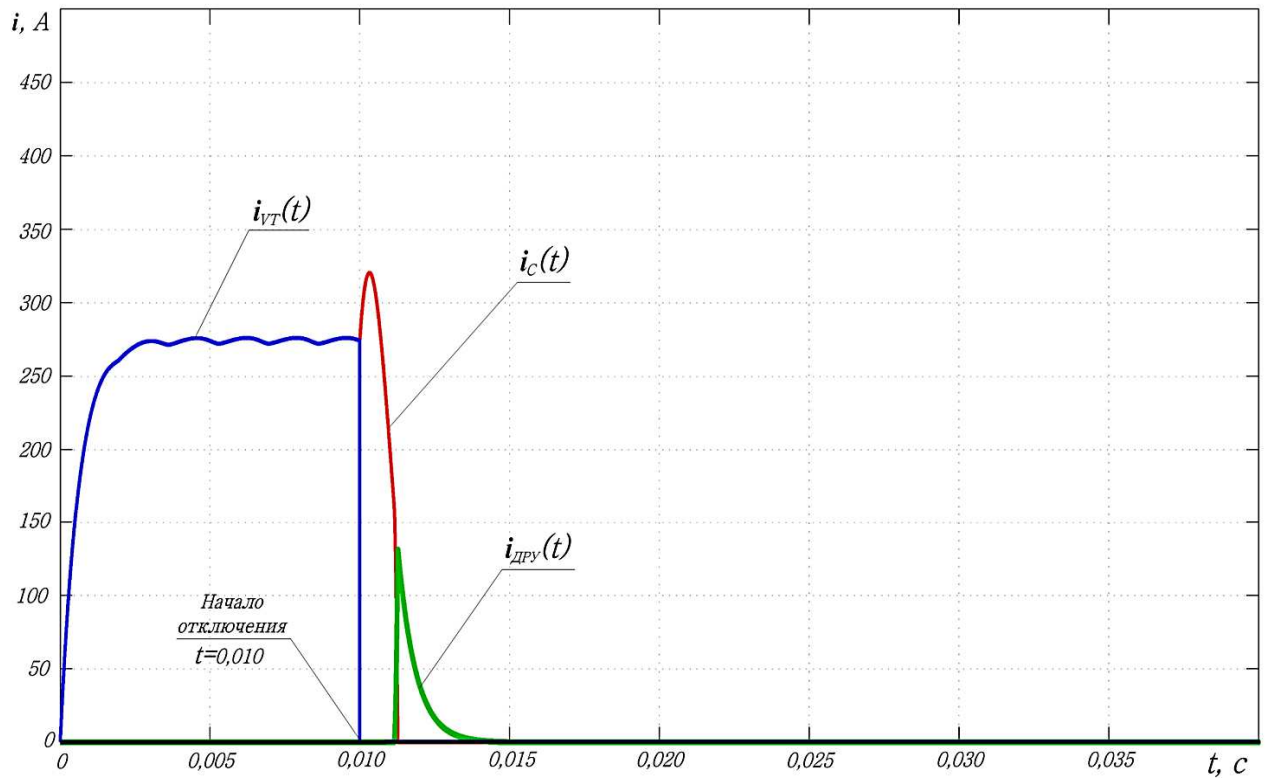
Затем ток  $i_{HC}(t)$ , протекающий через варистор, начинает спадать, а ток  $i_{ДРУ}(t)$  через ДРУ нарастать. Оба этих тока связаны между собой сопротивлением ДРУ, а их сумма равна значению тока  $i_{TC}(t)$  в тяговой сети. Наконец, когда в момент  $t^{VII} = 4,15 \text{ мс}$  ток через варистор  $i_{HC}(t)$  достигает нуля, варистор переходит в непроводящее состояние, а оставшийся ток тяговой сети  $i_{TC}(t)$  замыкается через

ДРУ, рассеивая значительную часть запасенной в индуктивности энергии на его разрядном резисторе. При этом амплитуды анодных напряжений  $u_{VT.a}(t)$ ,  $u_{VT.b}(t)$  и  $u_{VT.c}(t)$ , приложенных к главным тиристорам фидерного выключателя и напряжению на варисторе  $u_{HC}(t)$ , в течение времени затухания тока КЗ будут выше  $U_{d0} = 13,75 \text{ кВ}$  на величину падения напряжения в контуре тяговая сеть – ДРУ. По достижении током в тяговой сети  $i_{TC}(t)$  нуля, процесс отключения тока КЗ полностью завершается.

Теперь рассмотрим случаи отключения малых по величине токов, которые представляют не меньший интерес при анализе работы фидерного выключателя рассматриваемой схемы. На рисунках 4.4 а, б в одном масштабе по времени изображены осциллограммы токов и напряжений, записанных в процессе отключения бесконтактным фидерным выключателем цепи с сопротивлением  $R_{TC} = 50 \text{ Ом}$  (замыкание через опору контактной сети) и индуктивностью  $L_{TC} = 0,01 \text{ Гн}$ .

Параметры остальных элементов модели ТП были неизменными. В момент времени  $t = 10 \text{ мс}$ , по команде отключения, в работу вступает предварительно заряженный коммутирующий конденсатор и током перезаряда  $i_C(t)$  перезаряда он прерывает ток проводящего тиристора главной цепи  $i_{VT}(t)$ . Однако едва напряжение на конденсаторе достигает  $15 \text{ кВ}$ , его перезаряд прекращается, так и не достигнув напряжения срабатывания варистора  $21 \text{ кВ}$ . При этом по осциллограмме видно, что длительность перезаряда равная  $1,3 \text{ мс}$  на порядок превышает таковое ( $117 \text{ мкс}$ ) в предыдущем случае отключения близкого КЗ. Это объясняется малой энергией, запасенной в магнитном поле индуктивности тяговой сети, из которой значительная часть в процессе ее преобразования рассеялась в сопротивлении элементов сети. Также из-за большего сопротивления тяговой сети увеличилась постоянная времени перезаряда конденсатора. Поэтому коммутирующей емкости  $C_K = 13 \text{ мкФ}$  оказалось достаточно для отключения тока  $i_{VT}(t)$  без помощи блока варисторов. При этом часть отключаемого тока  $i_{ДРУ}(t)$  замыкалась через ДРУ, после его открытия. Подключение ДРУ несколько ускорило отключение выключателя, за счет шунтирования значительной индуктивности тяговой сети.

а)



б)

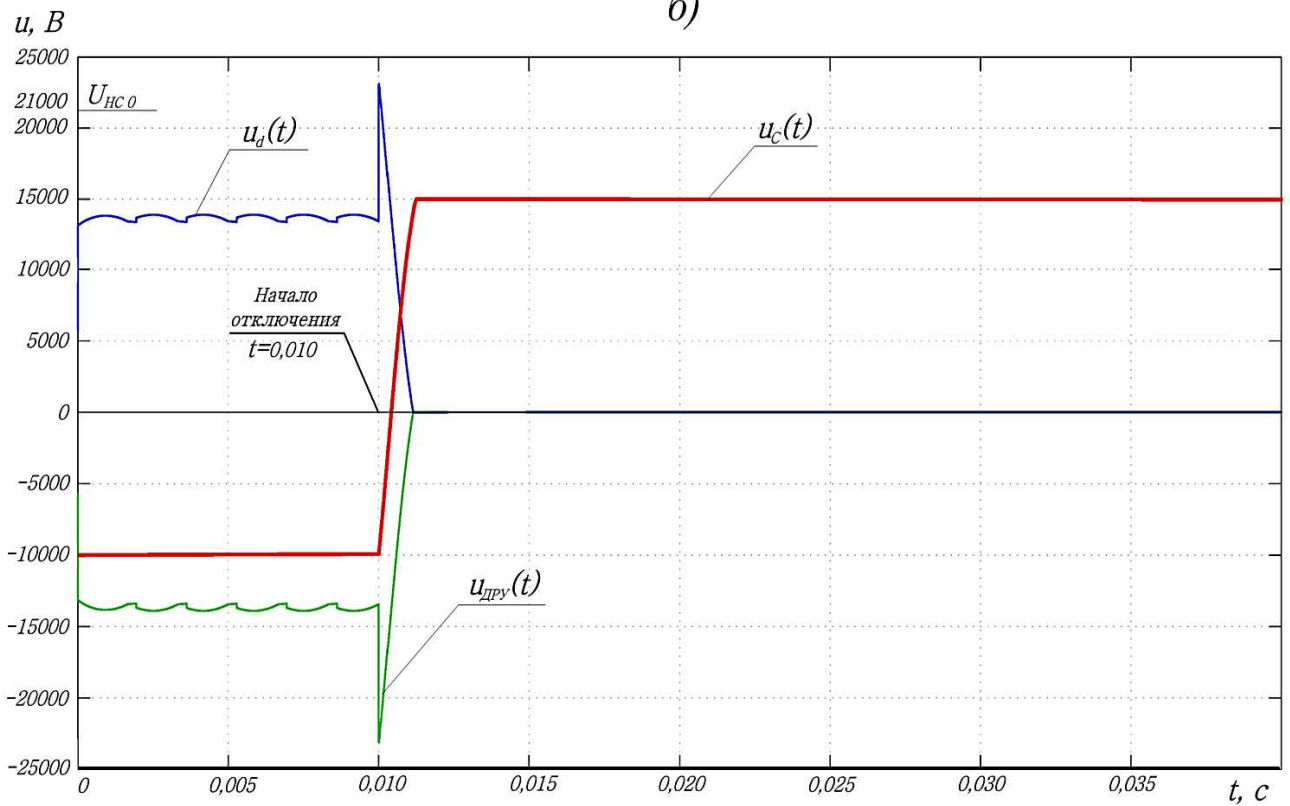


Рисунок 4.4 – Осциллограммы токов (а) и напряжений (б) при отключении бесконтактным выключателем преобразовательно-распределительного устройства с НУВ цепи с параметрами  $R_{TC} = 50 \text{ Ом}$  и  $L_{TC} = 0,01 \text{ Гн}$

Осциллограмма на рисунке 4.5 записана в процессе отключения тока  $i_{VT}(t)$  величиной всего  $45 \text{ A}$ , в сети с сопротивлением  $R_{TC} = 300 \text{ Ом}$  и индуктивностью  $L_{TC} = 0,05 \text{ Гн}$ . В данном случае энергия, перешедшая из тяговой сети в коммутирующий конденсатор, также зарядила его до значения меньшего, чем необходимо для открытия варистора.

При этом в отличие от рассмотренных ранее осциллограмм (рисунки 4.3 и 4.4), в процессе отключения не участвовало ДРУ. То есть, падение напряжения на сопротивлении тяговой сети всегда было выше значения ЭДС самоиндукции, вызванной протеканием спадающего тока через индуктивность сети. Из всех рассмотренных случаев, длительность отключения выключателем данной цепи ожидаемо оказалась самой большой и составила  $18,1 \text{ мс}$ .

Для сравнения токов, протекающих через главные тиристоры, коммутирующий блок и диодное разрядное устройство бесконтактного выключателя при отключении им КЗ различной удаленности приведена осциллограмма на рисунке 4.6. Результаты моделирования приведены для КЗ, произошедших за сглаживающим реактором возле тяговой подстанции ( $0 \text{ км}$ ) и на расстоянии  $10 \text{ км}$  и  $20 \text{ км}$  от нее. Удельное сопротивление и индуктивность тяговой сети составляли  $R_{y\delta TC} = 0,043 \text{ Ом / км}$  и  $L_{y\delta TC} = 1,31 \text{ мГн / км}$ . Уставка защиты контактной сети принималась равной  $1500 \text{ A}$ .

Сопоставляя кривые токов, показанные на осциллограмме (рисунок 4.6.), можно отметить, что с увеличением расстояния до места КЗ, и, соответственно, и сопротивления тяговой сети, увеличивается время перезаряда коммутирующего конденсатора. Вместе с тем время протекания тока через варистор, уменьшается, так как ему приходится пропускать меньший по величине отключаемый ток, и рассеивать при этом меньше количество энергии.

Для оценки перенапряжений, воздействующих на главные тиристоры бесконтактного выключателя, при отключении им токов КЗ ниже приведена осциллограмма на рисунке 4.7. По ней видно, что до момента включения блока принудительной коммутации в момент  $t = 4,38 \text{ мс}$ , аварийный ток  $i_{VT.a}(t)$  проводит тири-

стор фазы  $A$ , на сопротивлении которого падает незначительное прямое напряжение, а к непроводящим тиристорам фаз  $B$  и  $C$  приложены обратные рабочие напряжения, имеющие максимальное значение  $U_{RRM \max} = 0,523 \cdot U_{d0}$ .

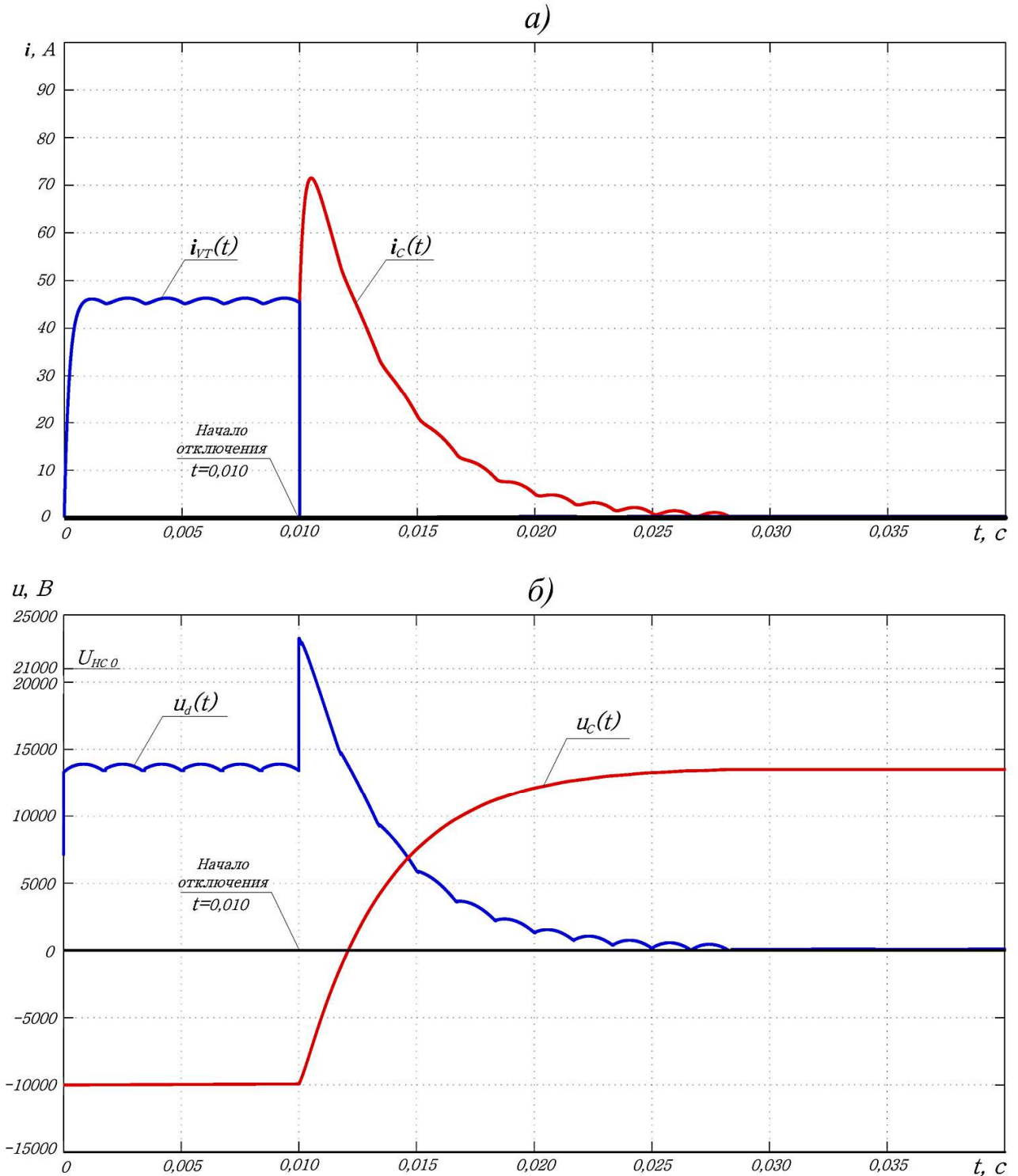


Рисунок 4.5 – Осциллограммы токов (а) и напряжений (б) при отключении бесконтактным выключателем преобразовательно-распределительного устройства с НУВ цепи с параметрами  $R_{TC} = 300 \text{ Ом}$  и  $L_{TC} = 0,05 \text{ Гн}$

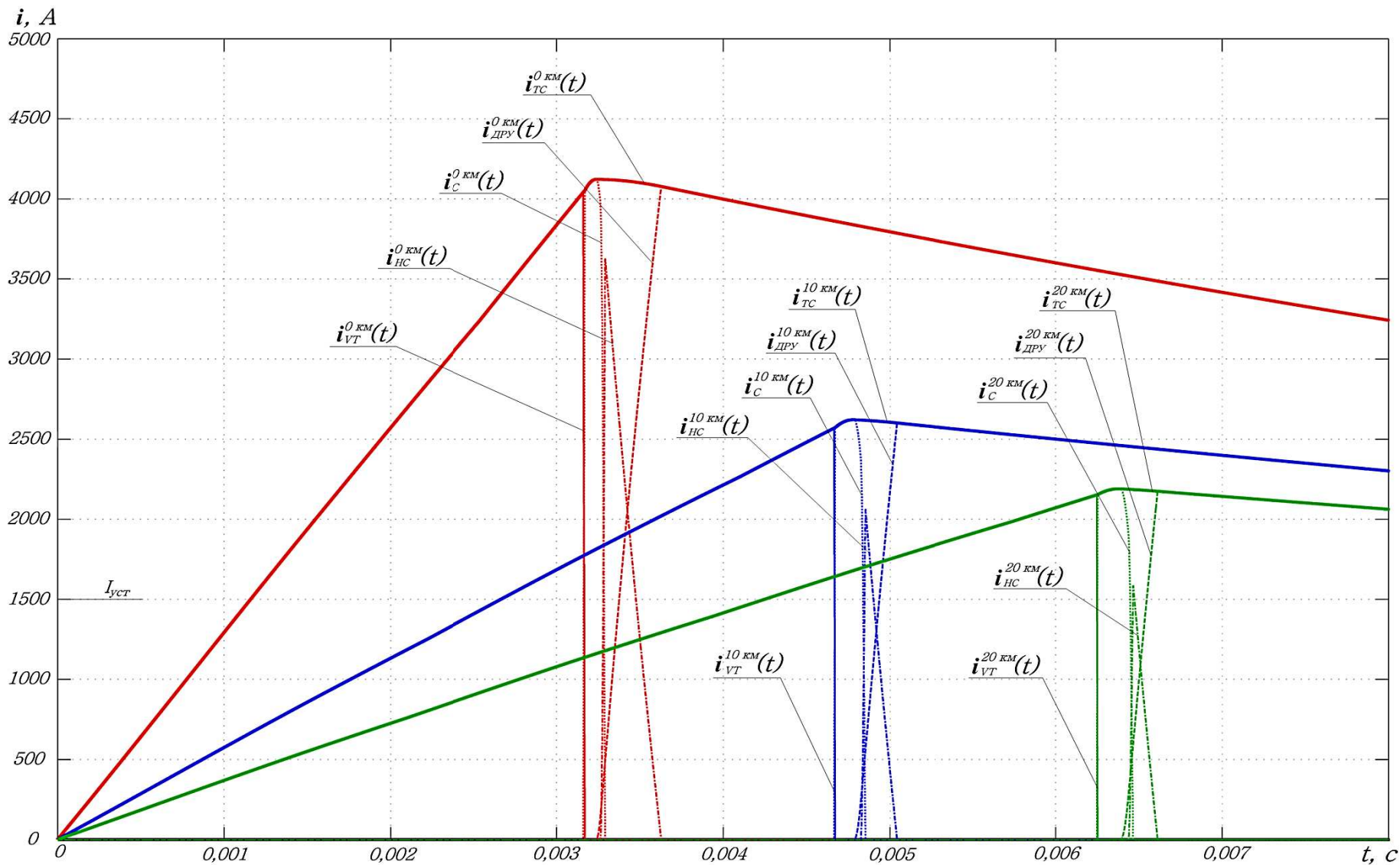


Рисунок 4.6 – Осциллограммы токов основных элементов бесконтактного фидерного выключателя преобразовательно-распределительного устройства с НУВ при отключении им КЗ в различных точках тяговой сети (0,10 и 20 км)

После подключения коммутирующего конденсатора, ток его перезаряда доводит до нуля ток  $i_{VT.a}(t)$  за очень малое время, в течение которого значение напряжения на конденсаторе изменяется от  $U_{C0} = 10 \text{ кВ}$  до  $U_C \approx 5,3 \text{ кВ}$ , которое и действует на все тиристоры главной цепи выключателя. Причем, так как на непроводящие тиристоры фаз  $B$  и  $C$  со стороны источника дополнительно приложено и обратное напряжение, то оно складывается с напряжением на конденсаторе. В данном случае максимальное обратное неповторяющееся напряжение  $U_{RSM}$  на тиристорах фаз  $B$  и  $C$  составило  $10,7 \text{ кВ}$ .

Далее анодные напряжения тиристоров  $u_{VT.a}(t)$ ,  $u_{VT.b}(t)$  и  $u_{VT.c}(t)$  изменяются в соответствии с напряжением на конденсаторе  $u_C(t)$ , до тех пор, пока оно не достигнет значения  $U_{HCO} = 21 \text{ кВ}$  и не откроется блок варисторов. После открытия блока, через него некоторое время протекает разрядный ток, в течение которого на главные тиристоры выключателя, воздействует остающееся напряжение на варисторах. Когда разрядный ток через блок варисторов достигает нулевого значения, остающееся напряжение также становится равным нулю, и на закрытых тиристорах главной цепи остаются только напряжения, сформированные источником питания и падением напряжения от тока  $i_{TC}(t)$  в контуре тяговая сеть – ДРУ. В последствие, когда ток  $i_{TC}(t)$  в тяговой сети становится равным нулю, на тиристорах остается только пульсирующее напряжение источника питания.

По вопросу подбора величины сопротивления ДРУ можно сказать следующее. Известно, что при нулевом значении сопротивления ДРУ, максимально облегчаются условия работы блока варисторов, так как протекающий через него ток ограничен только сопротивлением источника питания и не зависит от тока в контуре тяговой сети. Но следует помнить, что из-за наличия диода в ДРУ, ток контура с варисторами ни при каких обстоятельствах не превысит тока в контуре тяговой сети. Однако в данном случае, ток в тяговой сети будет спадать крайне медленно, принося к месту КЗ большое количество электричества, что может стать причиной пережога проводов контактной сети, особенно при дуговых замыканиях.

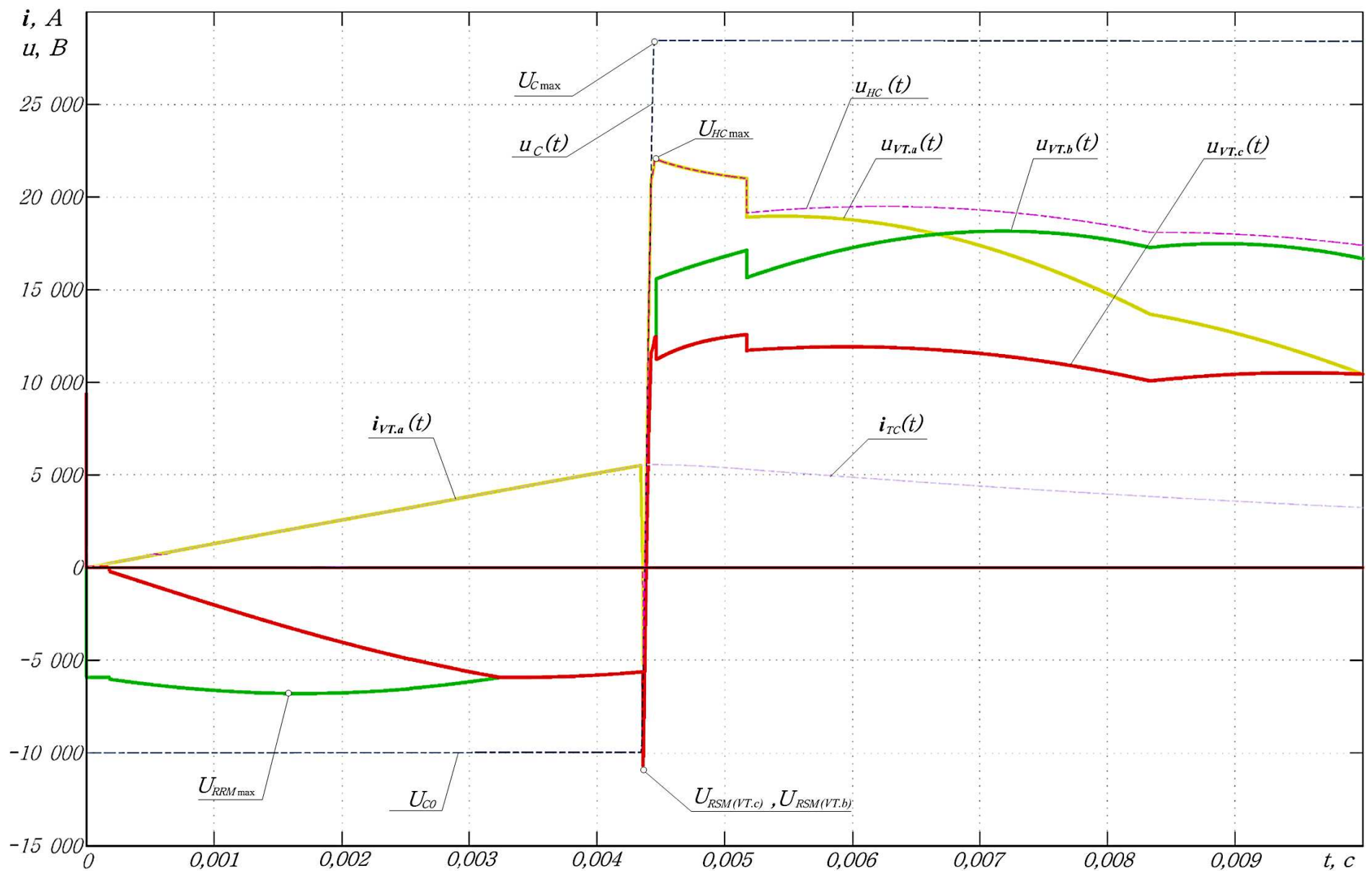


Рисунок 4.7 – Осциллограммы напряжений на основных элементах бесконтактного фидерного выключателя преобразовательно-распределительного устройства с НУВ при отключении им близкого КЗ

В случае же, если сопротивление ДРУ будет бесконечным, что равносильно его отсутствию, отключаемый ток будет протекать по одному общему контуру, проходящему через тяговую сеть. Поэтому ток через блок варисторов будет повторять ток в тяговой сети. Такой режим является наиболее тяжелым для варисторов.

Поэтому необходимо иметь такое сопротивление ДРУ, которое было бы легко практически реализовать, позволило бы снизить мощность, рассеиваемую варисторами, и обеспечивало бы безопасную работу проводов контактной сети, защищая их от перегрегов.

Для решения этой задачи была проведена серия экспериментов с использованием разработанной компьютерной модели. Для условий примера из раздела 3.2 получены результаты отключения близких КЗ при различных значениях активного сопротивления ДРУ в интервале от 1 до 2 Ом, которые представлены в виде зависимостей ниже на рисунке 4.8.

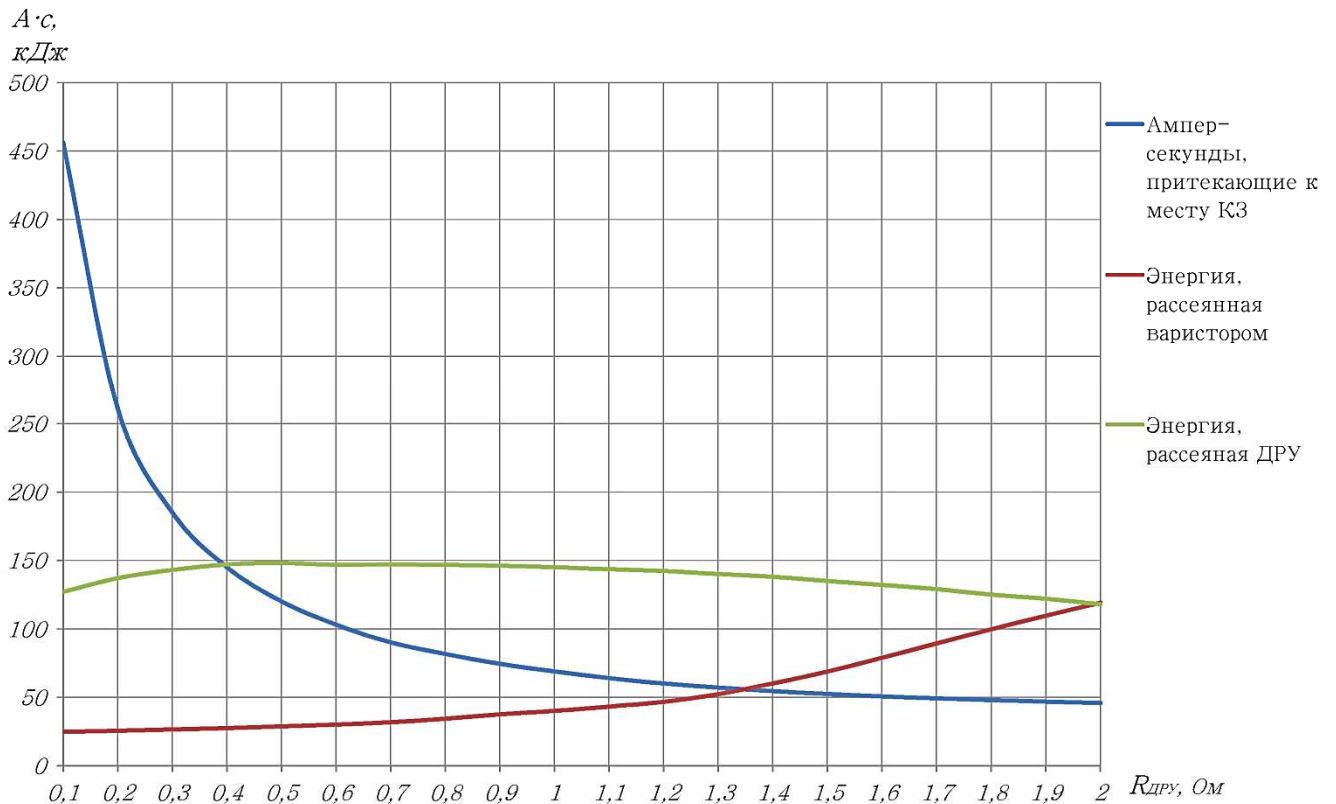


Рисунок 4.8 – Кривые зависимостей ампер-секунд, притекающих к месту КЗ, и энергии, рассеиваемой варистором и ДРУ от величины разрядного сопротивления

По полученным кривым можно выбрать значение сопротивления ДРУ и оценить энергию, которая выделяется на блоке варисторов, а также определить количество электричества (ампер-секунд), притекающего к месту КЗ от фидера рассматриваемой ТП. Дополнительно на графике показана энергия, рассеиваемая разрядным сопротивлением ДРУ. Видно, что практически на всем диапазоне она в несколько раз превосходит энергию, выделенную варисторами, что говорит о высокой эффективности применения ДРУ.

#### **4.3 Моделирование процессов отключения коротких замыканий в тяговой сети, питаемой от тяговой подстанции с управляемым преобразователем-распределительным устройством и бесконтактными выключателями постоянного тока**

Перейдем к рассмотрению SPS-модели тяговой подстанции с управляемым преобразователем-распределительным устройством. Структурная схема данной модели представлена на рисунке 4.9. В отличие от модели, рассмотренной в предыдущем пункте, у нее отсутствует блок принудительной коммутации, но имеется специальная система управления всеми вентилями устройства. Свойства и параметры блоков данной модели ТП, аналогичны предыдущей, поэтому, не останавливаясь на них, сразу же перейдем к результатам компьютерного моделирования.

Особенностью данной схемы является ее алгоритм управления бесконтактными фидерными выключателями и выпрямителем, который подробно расписан в разделе 2.5.

На рисунке 4.10 представлена осциллограмма отключения тока глухого КЗ за реактором вблизи от тяговой подстанции, работающей в режиме холостого хода. Угол управления вентилями выпрямителями  $\alpha = 0$  эл.град., то есть выпрямленное напряжение тяговой подстанции максимально. Уставка защиты контактной сети принята равной 3000 А.

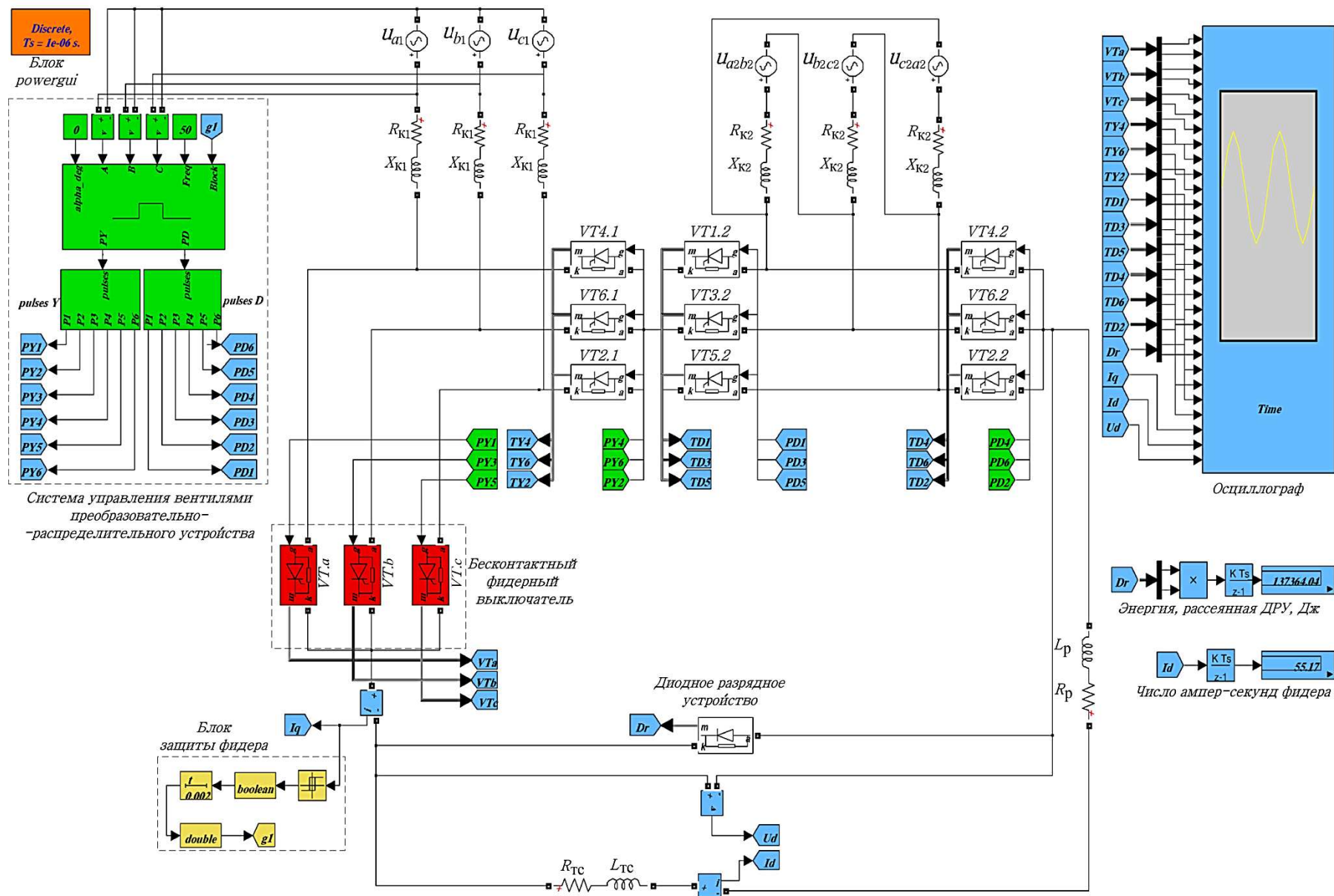


Рисунок 4.9 – Структурная схема SPS-модели тяговой подстанции с управляемым преобразовательно-распределительным устройством и бесконтактным выключателем постоянного тока

После достижения током КЗ значения уставки в момент  $t_1 = 2,3 \text{ мс}$ , срабатывает блок защиты фидера, и спустя  $2 \text{ мс}$ , в момент времени  $t_2 = 4,3 \text{ мс}$ , на все тиристоры преобразовательно-распределительного устройства поступает блокирующая команда, которая снимает управляющие импульсы со всех тиристоров выпрямителя и выключателя поврежденного фидера. Так как блокирование произошло после второй коммутации, позднее момента  $2\pi/6$  ( $3,3 \text{ мс}$ ) от начала КЗ, то выпрямитель перешел в режим работы по 5-6 плеч (см. раздел 3.3). То есть, наступает самый тяжелый для устройства режим работы.

Затем дальнейшая коммутация прекращается, так как сняты управляющие сигналы со всех вентилях, а токи, остающиеся в проводящих вентилях, под действием линейных напряжений источника питания спадают до нуля. Для неповрежденных фидеров контактной сети наступает бестоковая пауза.

Когда наступает время  $t_3 = 9,2 \text{ мс}$ , открывается ДРУ (в данном случае его сопротивление  $R_{ДРУ} = 1 \text{ Ом}$ ), которое шунтирует тяговую сеть и ускоряет процесс выключения выпрямителя. К моменту времени  $t_4 = 1,5 \text{ мс}$  ток  $i_{VT.a}(t)$  со стороны преобразовательно-распределительного устройства полностью отключен. В момент времени  $t_5 = 20 \text{ мс}$  с вентилях преобразовательно-распределительного устройства, кроме вентилях поврежденного фидера, снимаются блокирующие импульсы, и оно продолжает нормальную работу. Продолжительность бестоковой паузы составила  $15-20 \text{ мс}$ , которая незначительно скажется на работе ЭПС, имеющего на порядок большее время переходных процессов, протекающих в его тяговых двигателях [81].

На тиристоры бесконтактного фидерного выключателя данной схемы, действуют линейные напряжения со стороны источника питания, и до момента отключения выключателя для двенадцатипульсовой схемы выпрямления составляют не более  $U_{RRM \max} = 0,523 \cdot U_{d0}$ . После отключение тока КЗ, тиристорный выключатель поврежденного фидера оказывается заблокированным (закрытым), а выпрямитель продолжает работу в нормальном режиме, поэтому к закрытым тиристорам фидерного выключателя приложено пульсирующее прямое напряжение,

достигающее суммы напряжения источника питания  $U_{d0}$  и падения напряжения вызванного протекания тока в контуре тяговая сеть – ДРУ.

После того, как ток в отключенной тяговой сети спадет до нуля, на бесконтактном тиристорном выключателе останется только пульсирующее напряжение источника питания.

На рисунке 4.11 демонстрируются результаты моделирования отключения коротких замыканий в различных точках тяговой сети: сразу за реактором возле тяговой подстанции (0 км), на расстояниях 10 км и 20 км от нее.

При этом удельное сопротивление и индуктивность тяговой сети составляли  $R_{y\partial TC} = 0,043 \text{ Ом/км}$  и  $L_{y\partial TC} = 1,31 \text{ мГн/км}$ . Уставка защиты контактной сети выключателя принималась равной 3000 А. Сопротивление ДРУ составляло 1 Ом. КЗ устраивались в режиме холостого хода ТП, при всех включенных выпрямительно-преобразовательных агрегатах.

Для наглядности осциллограммы выполнены в осях одного масштаба. На осциллограммах показаны токи, протекающие через тиристорный выключатель  $i_{VT}(t)$ , ДРУ –  $i_{ДРУ}(t)$  и тяговую сеть –  $i_{ТС}(t)$ . Причем по кривым, соответствующим отключению тока КЗ, на расстоянии 20 км, видно, как в момент времени  $t = 6,67 \text{ мс}$ , происходит коммутация тириستоров фидерного выключателя. Это значит, что блокирование выпрямителя до этого момента еще не произошло.

При отключении цепи с большой индуктивностью особенно показательна эффективная работа ДРУ, благодаря которой время выключения тока преобразовательно-распределительного устройства не превысило 15 мс, после начала КЗ.

Таким образом, проведенные численные эксперименты по отключению аварийных токов в сетях с большой индуктивностью, также показывают эффективную работу рассматриваемого устройства.

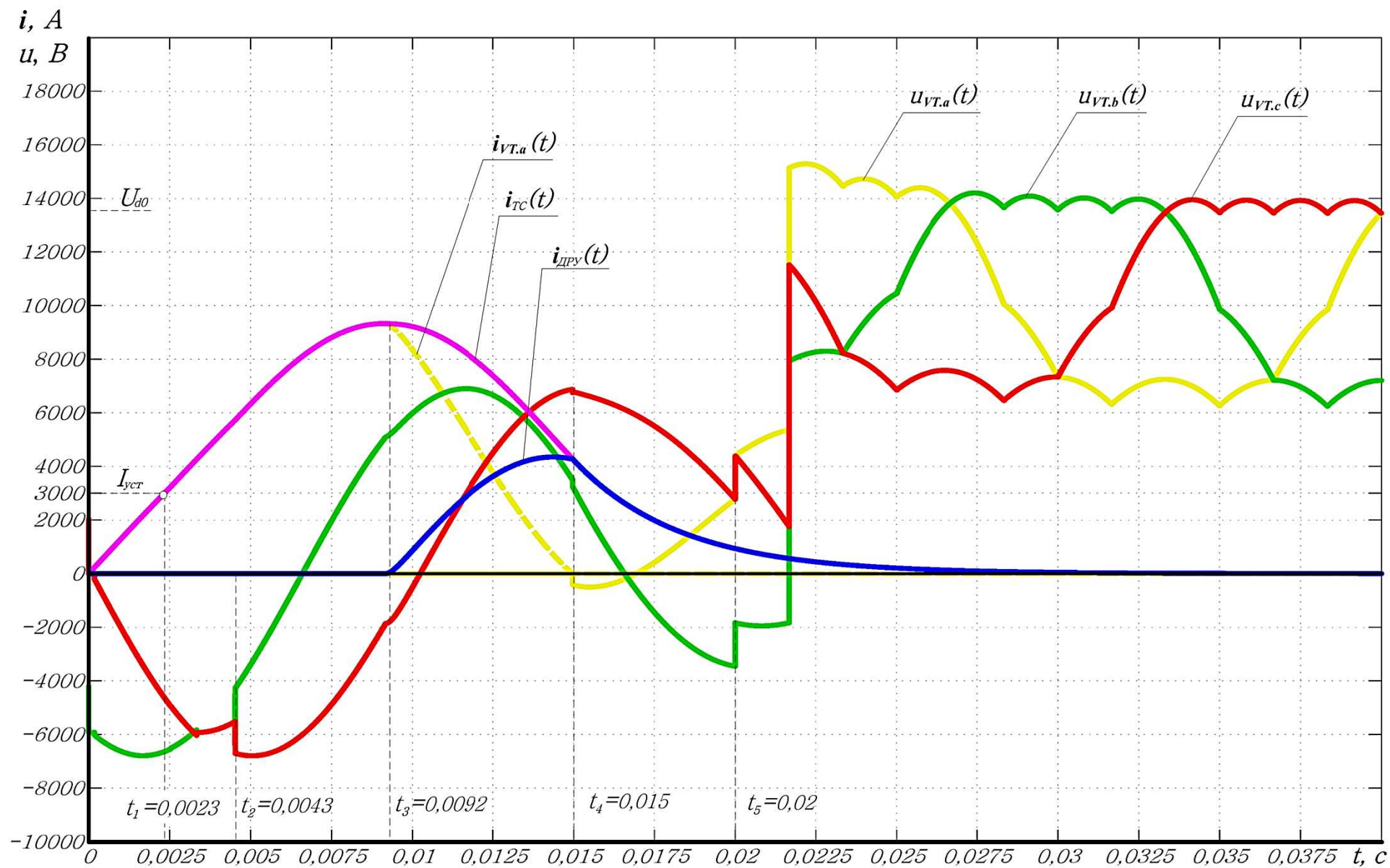


Рисунок 4.10 – Осциллограмма процесса отключения тока близкого КЗ бесконтактным фидерным выключателем управляемого преобразовательно-распределительного устройства

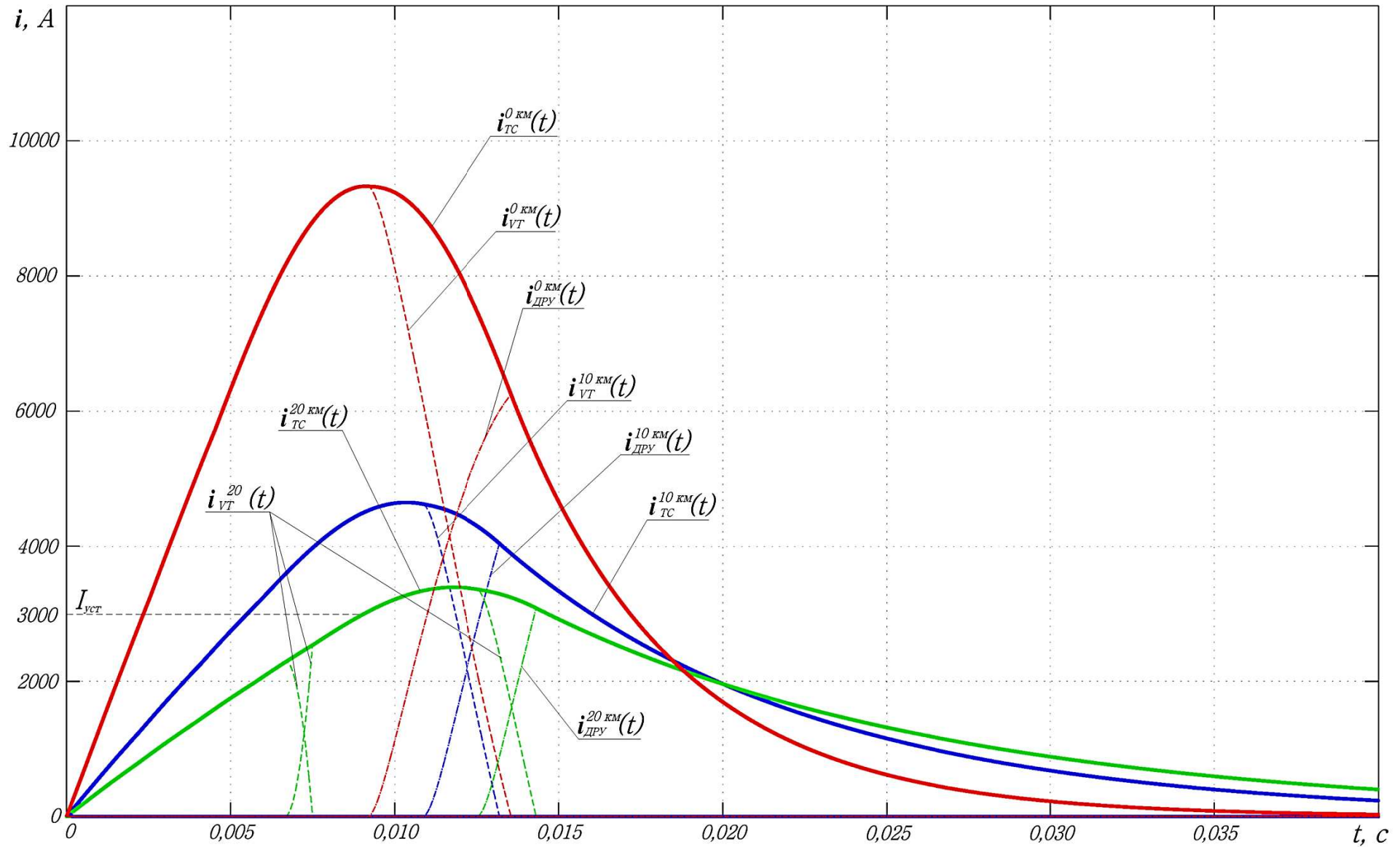


Рисунок 4.11. Осциллограммы токов основных элементов бесконтактного фидерного выключателя управляемого преобразовательно-распределительного устройства при отключении КЗ различной удаленности (0, 10 и 20 км)

#### 4.4 Сравнение эффективности выключателей постоянного тока повышенного напряжения, выполненных по различным схемам

Безусловно, весьма интересно будет сравнить между собой эффективность работы различных вариантов фидерных выключателей постоянного тока. При этом наиболее объективным методом сравнения выключателей следует считать сопоставление результатов, полученных при опытах отключения коротких замыканий сравниваемыми выключателями одной и той же цепи при равных условиях.

Рассмотрим результаты компьютерного моделирования, полученные для трех типов выключателей постоянного тока. Первые два из них это уже рассмотренные выше бесконтактные тиристорные выключатели с неуправляемой и управляемой схемами выпрямителей, а третий – электромагнитный дуговой выключатель на номинальное напряжение 13,2 кВ. Для последнего специально построена компьютерная SPS-модель, которая имитирует работу традиционного дугового выключателя. В ее структурную схему включен блок *Cotrolled Voltage Source* (контролируемый источник напряжения), который позволяет получить встречное напряжение любой формы и амплитуды. В нашем случае это напряжение изменяется по линейному закону  $u_d(t) = k_d \cdot t$ , где  $k_d = 3 \cdot 10^6 \text{ В/с}$  – скорость роста напряжения на дуге, примерно соответствующая четырем сдвоенным электромагнитным выключателям типа ВАБ-49. Собственное время размыкания главных контактов составляет 0,005 с. Максимально возможное значение встречного напряжения, развиваемого электромагнитным выключателем, принято равным 40 кВ.

Параметры схем бесконтактных выключателей остаются прежними: их собственное время срабатывания (с учетом действия блока защиты) составляет 2 мс. Для выключателя с неуправляемой схемой выпрямления коммутирующий конденсатор имеет емкость 13 мкФ и предварительно заряжена до напряжения 10 кВ. Напряжение ограничения блока варисторов принято равным 21 кВ.

Выпрямленное напряжение  $U_{a0} = 13740 \text{ В}$ , сопротивление ДРУ принято равным  $1 \text{ Ом}$ , а остальные параметры питающей и тяговой сети, определены в примере раздела 3.2.

Эффективность работы представленных выключателей оценивается по их главным характеристикам, таким как отключающая способность выключателя, число ампер-секунд отключаемого тока, проходящих через место КЗ, коэффициент ограничения отключаемого тока и количество энергии рассеиваемой в выключателе в процессе отключения [82].

Отключающая способность выключателя, как известно, определяется величиной установившегося тока в отключаемой цепи с заданной величиной индуктивности, в которой рассматриваемый выключатель способен ограничить ток КЗ и отключить его. При этом, чем меньше величина ограниченного выключателем отключаемого тока КЗ и чем меньше время его отключения, тем выключатель лучше по своим защитным качествам.

Число ампер-секунд отключаемого тока, прошедшего через место КЗ, определяет вероятность пережога проводов контактной сети при возникновении дуги в месте КЗ. Так, согласно [83] для пережога контактного провода МФ-100 при дуговых замыканиях достаточно, чтобы число ампер-секунд, обусловленное током, протекающим через место КЗ, было в пределах  $250 \div 400$ .

Коэффициент ограничения отключаемого тока КЗ определяется отношением максимального значения тока, протекающего через выключатель, к его уставке. Этот коэффициент опосредованно характеризует быстродействие выключателя и скорость нарастания встречного напряжения. При равных условиях лучшим следует считать выключатель с меньшим коэффициентом ограничения тока.

Ниже на рисунке 4.12 для наглядного представления процессов отключения токов КЗ различными типами выключателей, показаны осциллограммы токов и напряжений, возникающих при их работе.

Для удобного сравнения основных характеристик выключателей, полученных в результате численного моделирования, они сведены в таблицу 4.1.

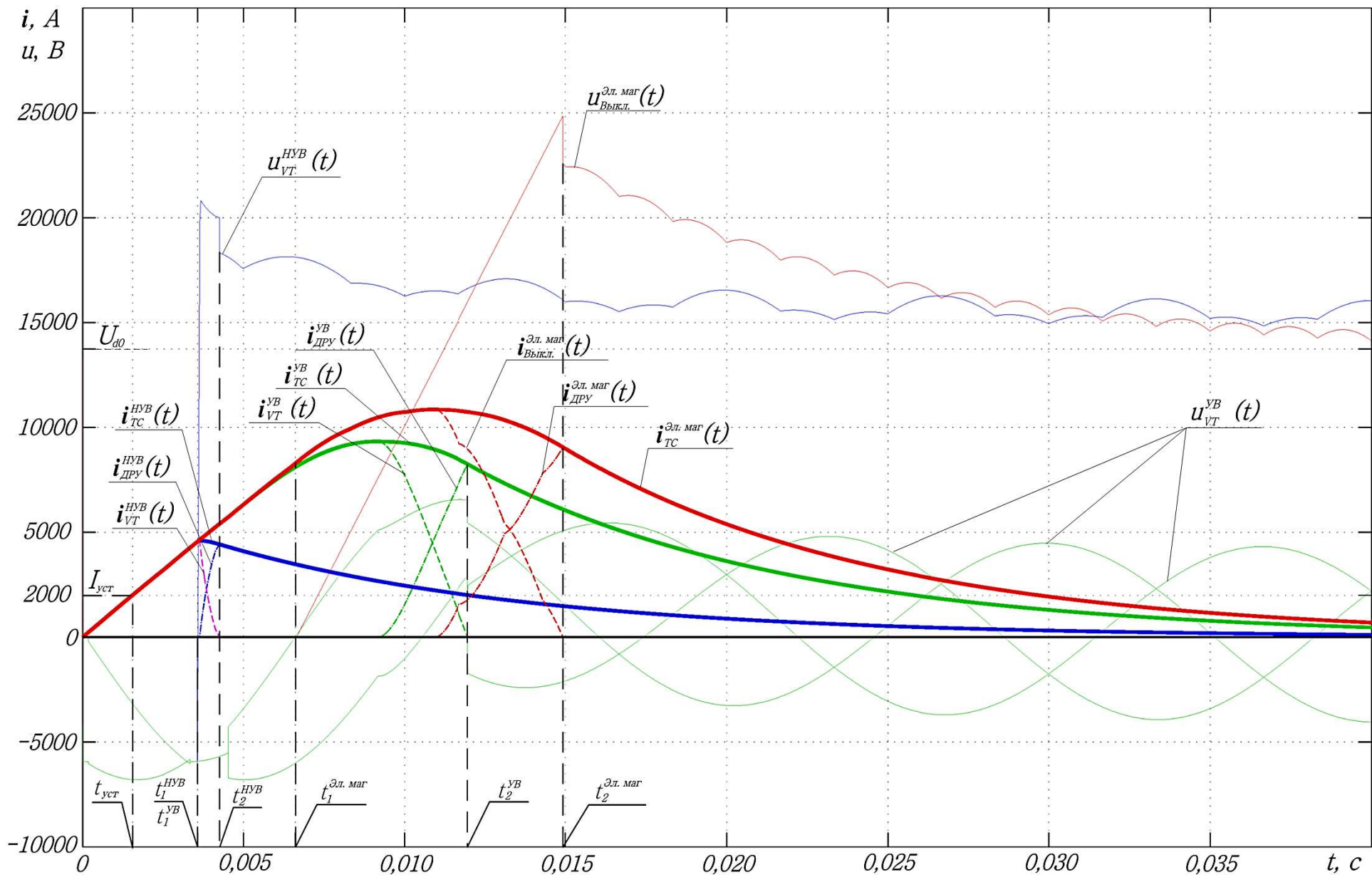


Рисунок 4.12 – Осциллограммы токов и напряжений при отключении токов КЗ различными типами выключателей в цепи с одинаковыми параметрами

Таблица 4.1 – Результаты компьютерного моделирования отключения токов КЗ различными типами выключателей

Тип выключателя	Электромагнитный			Тиристорный с УВ			Тиристорный с НУВ		
	2000			2000			2000		
Уставка выключателя, <i>A</i>	2000			2000			2000		
Расстояние до точки КЗ, <i>км</i>	0	10	20	0	10	20	0	10	20
Время откл. тока выключателем, <i>мс</i>	8,5	6,7	6,2	8,2	6,35	6,03	0,56	0,44	0,41
Макс. значение ограниченного тока КЗ, <i>кА</i>	10,86	5,4	3,96	9,33	4,65	3,39	4,6	3,09	2,66
Коэффициент ограничения тока КЗ	5,43	2,7	1,85	4,66	2,32	1,69	2,3	1,54	1,32
Ампер-секунды в месте КЗ, <i>A·с</i>	200,4	132,2	112,5	156,1	106,6	82,1	54,1	58,2	62,1
Энергия, рассеиваемая выключателем, <i>кДж</i>	696,7	270,2	182,7	—	—	—	23,8	11,3	9,4
Значение интеграла Джоуля, <i>A<sup>2</sup>·с</i>	—	—	—	461,1	123,9	71,8	—	—	—
Энергия, поглощенная ДРУ, <i>кДж</i>	503,5	205,3	135,1	388	158,7	102,4	101,4	74,5	66,9

Количество энергии, рассеиваемой внутри выключателя при отключении им тока КЗ, свидетельствует об энергетической напряженности его работы. Оно определялось при моделировании с помощью математических блоков, реализующих вычисление интеграла:

$$P = \int_{t_1}^{t_2} U_{\text{Выкл}}(t) i_{\text{Выкл}}(t) dt, \text{ кДж}, \quad (4.1)$$

где  $t_1$  – момент времени, в который вступает в работу выключатель после достижения током КЗ уставки по истечении собственного времени срабатывания (начало отключения на рисунке 4.12);

$t_2$  – момент времени, в который ток через выключатель становится равным нулю (завершение отключения на рисунке 4.12);

$U_{\text{Выкл}}$  – напряжение на выключателе (на дуге для электромагнитного и на блоке варисторов для тиристорного выключателя с НУВ);

$i_{\text{Выкл}}$  – ток КЗ, протекающий через выключатель.

Для оценки энергетической напряженности работы тиристорного выключателя схемы с УВ определялось значение интеграла Джоуля для тиристорных каждой фазы выключателя по формуле:

$$B_k = \int_{t_1}^{t_2} (i_{\text{Выкл}}(t))^2 \cdot dt, \text{ A}^2 \cdot \text{c}. \quad (4.2)$$

Энергия, рассеиваемая в ДРУ, также определялась по выражению (4.1) с той лишь разницей, что учитывалось время протекания тока через ДРУ и напряжение на нем.

Как видно из таблицы 4.1, бесконтактный тиристорный выключатель схемы с неуправляемым выпрямителем по всем исследуемым показателям существенно превосходит остальные рассмотренные типы выключателей. Более того, в соответствии с [37] он представляет собой вариант идеального выключателя. Это объясняется, наличием у данного тиристорного выключателя блока принудительной коммутации, способного практически мгновенно ввести в отключаемую цепь встречное напряжение конденсатора (9 на рисунке 2.5), а затем и варистора (11 на рисунке 2.5) близкие к прямоугольной форме.

Электромагнитный дуговой выключатель закономерно показал самые худшие результаты. Если по времени разрыва цепи и токоограничивающему эффекту он еще может быть сравним с тиристорным выключателем с УВ, то по энергетическим показателям он разительно ему уступает.

В пользу тиристорного выключателя с УВ можно отметить и то, что в процессе отключения аварийных токов, на нем отсутствуют перенапряжения, которые могут оказать опасное влияние на изоляцию тяговой сети и ЭПС.

Следует подчеркнуть эффект от применения во всех схемах выключателей ДРУ, позволяющего рассеять значительную часть энергии накопленной в индуктивности тяговой сети, и тем самым, облегчая работу выключателя. Причем наи-

более полезно применение ДРУ оказалось именно в тиристорном выключателе с блоком коммутации, позволяя рассеять до 80% всей выделившейся при отключении энергии.

#### 4.5 Выводы по главе

1. Трудоемкость, а также большие затраты средств и времени на проведение физических экспериментов обусловили использование компьютерного моделирования для проверки результатов исследования. Для этого, с помощью пакета прикладных программ MATLAB, разработаны компьютерные модели преобразовательно-распределительных устройств, позволившие провести необходимые экспериментальные исследования.

2. Выполнено моделирование наиболее тяжелых аварийных режимов для исследуемых бесконтактных фидерных выключателей постоянного тока. Полученные результаты показали, что бесконтактные выключатели постоянного тока надежно справляются с отключением любых КЗ в тяговой сети.

Получены осциллограммы токов и напряжений всех элементов преобразовательно-распределительных устройств, а также опытным путем подобрано оптимальное сопротивление диодного разрядного устройства. Эти данные будут весьма полезны при подборе оборудования и практической реализации ТП для СТЭ постоянного тока повышенного напряжения.

3. Выполнен сравнительный анализ эффективности работы предложенных преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными фидерными выключателями и дугового электромагнитного выключателя повышенного напряжения. Специально для этого была создана компьютерная модель, имитирующая работу дугового выключателя на номинальное напряжение 13,2 кВ.

В результате сопоставления этих типов выключателей по основным техническим характеристикам, наиболее высокую техническую эффективность показал бесконтактный выключатель схемы с неуправляемым выпрямителем.

## ГЛАВА 5 ВЫБОР ОСНОВНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНО-РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ ТЯГОВЫХ ПОДСТАНЦИЙ ПОВЫШЕННОГО НАПРЯЖЕНИЯ 12÷24 КВ

### 5.1 Предварительные замечания

Проведенные теоретические исследования и численные эксперименты доказали работоспособность предложенных схем преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными выключателями на тяговых подстанциях постоянного тока повышенного напряжения 12÷24 кВ. На примере тяговой подстанции с номинальным выпрямленным напряжением 13,2 кВ показана высокая эффективность работы бесконтактных фидерных выключателей и их преимущество перед традиционными дуговыми электромагнитными выключателями.

Однако, без представления того, какое оборудование потребуется для практической реализации данных устройств, невозможно судить об экономической эффективности их применения. Необходимо оценить массогабаритные показатели рассматриваемых устройств, удобство и безопасность их обслуживания.

Нагрузка тяговых подстанций отличается крайней неравномерностью. Поэтому полупроводниковое оборудование тяговых подстанций проектируется с учетом нормируемых перегрузок:  $1,25I_{dном}$  в течение 15 мин 1 раз в 2 ч;  $1,5I_{dном}$  в течение 2 мин 1 раз в 1 ч;  $2I_{dном}$  в течение 10 с 1 раз в 2 мин. Основательный подход к выбору оборудования тяговых подстанций с учетом неравномерной нагрузки и влияния других факторов можно найти в работе [84].

Целью настоящей главы является приблизительный подбор основного оборудования преобразовательно-распределительных устройств с учетом результатов проведенных исследований и компьютерного моделирования. Для сокращения объемов вычислений нагрузка фидеров постоянного тока в рабочих режимах принималась максимальной и неизменной по времени, что привело к несколько завышенным в большую сторону результатам. Для задач, решаемых в настоящей работе, этого вполне достаточно.

При выборе основных элементов бесконтактных фидерных выключателей преобразовательно-распределительных устройств как с УВ, так и с НУВ условимся, что они должны быть рассчитаны на номинальный ток 1250 А при системе тяги 12 кВ и 625 А при системе тяги 24 кВ, что по мощности эквивалентно значению тока 5000 А в системе тягового электроснабжения 3,3 кВ. Уставка максимальной токовой защиты контактной сети принята равной на 40% больше значения номинального тока фидерного выключателя, а время ее срабатывания (формирования команды на отключение) составляет 2 мс.

В тяговых сетях постоянного тока применяется АПВ (автоматическое повторное включение) фидерных выключателей, как правило, с выдержкой по времени 5-8 с. Более того, после операции отключения, быстродействующие выключатели постоянного тока, согласно предъявляемым к ним требованиям [85-86], должны выдерживать серию повторных включений на КЗ с последующим операциями выключения. Учитывая сказанное, для обеспечения высокой надежности и стойкости к возможным аварийным режимам, заложим в разрабатываемые бесконтактные выключатели способность выдержать цикл: *O-5-BO-5-BO* в цепи с индуктивностью 10 мГн, где *O* - операция автоматического отключения тока КЗ, *BO* - операция включения на КЗ из отключенного положения и следующая за ней операция автоматического отключения, цифры – интервалы времени между смежными операциями, с.

## **5.2 Оборудование неуправляемого преобразовательно-распределительного устройства с бесконтактными выключателями постоянного тока**

### **5.2.1 Выбор тиристорov главной цепи бесконтактных выключателей**

Так как бесконтактные выключатели рассматриваемой схемы оснащены блоком принудительной коммутации, то время, предоставляемое для выключения главных тиристорov, очень мало и составляет порядка нескольких сотен микросекунд. Вдобавок к этому, зачастую отключение выключателя происходит при значении тока, превышающем расчетный ток, для которого дано типовое время

выключения тиристора, вследствие чего время выключения увеличивается. С учетом сказанного, для данного типа выключателя необходимо использовать быстродействующие тиристоры серии *ТБ* либо приборы серии *Т* с повышенным быстродействием со временем выключения  $t_q \leq 250 \text{ мкс}$ .

Исходя из указанных условий, подберем тиристоры для главной цепи бесконтактного выключателя с учетом их токовой нагрузочной способности. Она зависит от максимально допустимой температуры *p-n* перехода, которая не должна быть превышена в любых режимах работы полупроводникового прибора. Методика расчета рабочих режимов и выбора тиристоров и диодов приведена в [87].

По условиям работы максимально допустимый средний ток тиристоров главной цепи в открытом состоянии определяется выражением [87]:

$$I_{TAV \max} = \frac{\sqrt{U_{T(TO)}^2 + 4 \cdot k_\phi^2 \cdot r_T \cdot \frac{T_{j \max} - T_a}{R_{thja}}}}{2 \cdot k_\phi^2 \cdot r_T}, \quad (5.1)$$

где  $U_{T(TO)}$  – пороговое напряжение тиристора, В;

$k_\phi$  – коэффициент формы тока тиристора (отношение эффективного тока к среднему);

$r_T$  – дифференциальное сопротивление тиристора, Ом;

$T_{j \max}$  – максимально допустимая температура полупроводниковой структуры, °С;

$T_a$  – температура охлаждающей среды, °С;

$R_{thja}$  – тепловое сопротивление «полупроводниковая структура – корпус» °С/Вт.

Помимо проверки тиристорov на длительный рабочий ток, требуется их проверка на временную аварийную перегрузку. Критерием оценки работоспособности приборов при перегрузке будет сохранение тиристором возможности управления и не превышение максимально допустимой температуры структуры прибора.

Время протекания аварийного тока в главных тиристорах выключателей схемы с НУВ состоит из времени достижения током уставки защиты, времени

срабатывания защиты фидера и из времени отключения. В главе 4 было показано, что даже при уставке в 3000 А и времени срабатывания защиты 2 мс, суммарное время протекания аварийных токов в главных тиристорах не превышает 4 – 6 мс.

Для проверки полупроводникового прибора при перегрузке длительностью от нескольких периодов до 100 с применяется формула [87]:

$$I_{T(OV)} = \frac{\sqrt{U_{T(TO)}^2 + 4 \cdot r_T \cdot \left( \frac{T_{j\max} - T_{j(x)} - P_{T(x)} \cdot Z_{(y)}}{\frac{\tau}{T} \cdot Z_{(y)} + \left(1 - \frac{\tau}{T}\right) Z_{T+\tau} - Z_T + Z_\tau} + P_{T(x)} \right) - U_{T(TO)}}}{2 \cdot r_T}, \quad (5.2)$$

где  $U_{T(TO)}$ ,  $r_T$ ,  $T_{j\max}$  – те же величины, что и в выражении (5.1);

$T_{j(x)}$  – температура полупроводниковой структуры, соответствующая длительному протеканию тока предварительной нагрузки, °С;

$P_{T(x)}$  – мощность потерь, соответствующая длительному протеканию тока предварительной нагрузки, Вт;

$Z_{(y)}$  – переходное тепловое сопротивление за время перегрузки  $y$ , °С/Вт;

$Z_\tau, Z_T, Z_{T+\tau}$  – соответственно, переходные тепловые сопротивления за время импульса длительностью  $\tau$ , за период следования импульсов  $T$ , за общее время периода и импульса  $T + \tau$ , °С/Вт.

Так как возникающие в процессе работы рассматриваемых бесконтактных выключателей перенапряжения превышают допустимое напряжение одного прибора, то необходимо прибегнуть к последовательному соединению приборов. Из-за особенностей схемы, связанных с наличием блока коммутации, тиристоры главной цепи выключателя должны быть рассчитаны, прежде всего, на максимальное неповторяющееся импульсное напряжение, приложенное в закрытом состоянии. Данное напряжение зависит от напряжения открытия блока варисторов и остающегося напряжения на нем при прохождении разрядного тока.

Количество последовательно соединенных полупроводниковых приборов в одном плече (фазе) выключателя определяется формулой:

$$N_{\text{носл}} = \frac{U_{\text{HC max}}}{U_{\text{DSM}} \cdot k_{\text{нер}}} + s + c, \quad (5.3)$$

где  $U_{\text{HC max}}$  – максимальное напряжение на блоке варисторов в процессе отключения выключателя, В;

$U_{\text{DSM}}$  – неповторяющееся импульсное напряжение для прибора в закрытом состоянии, В;

$k_{\text{нер}}$  – коэффициент, учитывающий неравномерное распределение напряжения при последовательном соединении приборов, обычно равный 0,9-0,95;

$s$  – количество резервных приборов в группе (принято равным 1);

$c$  – число, округляющее значение в большую сторону до целого.

Все расчеты, связанные с выбором тиристорov главной цепи бесконтактного выключателя по нагрузочной способности и допустимому напряжению приведены в **Приложении 1**.

Результаты расчета показали, что для главных цепей одного фидерного выключателя постоянного тока для ТП с НУВ можно применить 21 тиристор *ТБИ873-1600-40* с охладителями *О173* – при напряжении 12 кВ и 24 тиристора *Т653-800-36* с охладителями *О153* – при напряжении 24 кВ.

### **5.2.2 Выбор коммутирующих тиристорov, развязывающих диодов и ограничивающей индуктивности блока принудительной коммутации бесконтактного выключателя**

Тиристоры в цепи блока коммутации играют роль коммутирующего ключа, который в нормальном режиме работы закрыт и открывается лишь в моменты отключения выключателя. Они вместе с развязывающими диодами пропускают импульсные токи перезаряда коммутирующего конденсатора, поэтому должна быть обеспечена устойчивость тиристорov к скорости нарастания прямого тока по параметру  $\frac{di_T}{dt}$ . Для этого в схему блока коммутации включена ограничивающая ин-

дуктивность ( $L_k$  на рисунке 3.1). Необходимо, чтобы защитный показатель  $\frac{di_T}{dt}$  с

учетом двойного принятого запаса, составлял не менее 800  $A/мкс$ . Тогда, как было посчитано по выражению (3.41) в главе 3, понадобится ограничивающая индуктивность  $L_k$  величиной 0,025  $мГн$ , при начальном напряжении на коммутирующей емкости 10  $кВ$  как для выключателя на 12  $кВ$ , так и для выключателя на 24  $кВ$ .

При выборе числа последовательно включенных тиристоров для блока коммутации необходимо понимать, как формируется прикладываемое к ним напряжение. Когда выключатель включен, а конденсатор заряжен с полярностью, как на рисунке 2.5, то к коммутирующим тиристорам (10 на рисунке 2.5) приложено прямое постоянное напряжение конденсатора  $U_{C0} = 10 кВ$ . Затем, коммутирующие тиристоры по команде отключения открываются, а тиристоры главной цепи (5 на рисунке 2.5) закрываются. Напряжение на конденсаторе в процессе выключения изменяет полярность и достигает к конце отключения значение  $U_{Cmax}^{12} = 25 кВ$  – для выключателя на 12  $кВ$  и  $U_{Cmax}^{24} = 40 кВ$  – для выключателя на 24  $кВ$ . На закрытых тиристорах главной цепи падает пульсирующее напряжение источника питания (выпрямителя) равное  $U_{d0}^{12} = 13,7 кВ$  при системе 12  $кВ$  и  $U_{d0}^{24} = 27,6 кВ$  при системе 24  $кВ$ . В итоге результирующее напряжение, формируемое разностью напряжений на конденсаторе и на закрытых главных тиристорах выключателя  $U_{рез}^{12(24)} = U_{Cmax}^{12(24)} - \Delta U_T^{12(24)}$ , будет приложено к тиристорам блока коммутации после завершения отключения выключателя.

Так как включение выключателя допускается только после обратной перезарядки конденсатора до исходного состояния, когда выключатель снова готов отключить цепь, то практически исключается возможность подачи на коммутирующие тиристоры максимального напряжения на конденсаторе  $U_{Cmax}^{12(24)}$ . Строго говоря, такое может случиться лишь тогда, когда отключится преобразовательный агрегат, а блок перезарядки еще не успеет перезарядить коммутирующую емкость после операции отключения выключателя. Очевидно, что такое стечение обстоятельств должно быть исключено схемой управления выключателя, т.е. недопустимо, и в расчет приниматься не должно. Но, когда

тиристоры главной цепи закрыты изначально или после отключения выключателя, а коммутирующий конденсатор заряжен до исходной полярности (готов к операции отключения), то к тиристорам блока коммутации приложено прямое напряжение равное сумме падения напряжения на закрытых вентилях главной цепи и напряжения на емкости  $U_{\text{сум}}^{12(24)} = \Delta U_T^{12(24)} + U_{C0}$ . Это напряжение и будет определяющим при выборе количества последовательных приборов.

Развязывающие диоды для блока принудительной коммутации (7 на рисунке 2.5), как и коммутирующие тиристоры, работают в импульсном режиме, причем ток перезаряда конденсатора и разрядный ток варистора проводит тот из них, к которому приложено наибольшее напряжение со стороны выпрямителя.

При определении требуемого числа последовательно включенных диодов, следует учитывать следующее. В установившихся режимах работы выключателя (включенное или отключенное состояние) максимальное повторяющееся обратное напряжение на диодах формируется источником питания и составляет  $U_{\text{обр}} = 0,53 \cdot U_{d0}$ . Однако, как показало моделирование, в переходных режимах (при отключении выключателем тока КЗ), наблюдается бросок обратного напряжения на тех диодах, через которые не протекает ток блока принудительной коммутации. В выключателе на 12 кВ этот бросок достигает величины 10,5 кВ, а в выключателе на 24 кВ величины 21,3 кВ.

Принимая во внимание вышесказанное, в **Приложении 2** приведены расчеты, связанные с определением типа и количества полупроводниковых приборов блока принудительной коммутации выключателей на напряжения 12 и 24 кВ.

Результаты расчетов показали, что для блока принудительной коммутации выключателя необходимы 12 тиристоров *ТБИ353-800-34* с охладителями *О153* и 9 развязывающих диодов *Д333-500-60* с охладителями *О143* – при напряжении 12 кВ и 17 тиристоров *ТБИ933-250-36* с охладителями *О143* и 15 развязывающих диодов *Д333-500-60* с охладителями *О143* – при напряжении 24 кВ.

### 5.2.3 Выбор коммутирующего конденсатора и зарядного устройства для блока принудительной коммутации бесконтактного выключателя

Коммутирующий конденсатор должен, прежде всего, создать при перезаряде такой импульс тока, который будет превышать ожидаемый ток КЗ хотя бы в полтора раза. Это обеспечит быстрое и надежное вытеснение тока КЗ из тиристорной главной цепи в коммутирующую цепь выключателя, позволяя им перейти в закрытое состояние. При этом, как было показано в 4 главе при моделировании отключений КЗ в цепях постоянного тока с различными параметрами, напряжение на конденсаторе к концу отключения достигало  $25\text{ кВ}$  при системе тяги  $12\text{ кВ}$  и  $40\text{ кВ}$  при системе тяги  $24\text{ кВ}$ . Также необходимо учитывать, что конденсатор должен работать в импульсном режиме и обеспечить несколько циклов перезаряда за определенный интервал времени. Согласно принятому в разделе 5.1 расчетному циклу  $O-5-BO-5-BO$ , коммутирующий конденсатор с зарядным устройством должны обеспечить один полный цикл разряда и перезаряда до исходного напряжения за время не более  $5\text{ с}$ , чтобы выключатель был готов к очередной операции отключения.

Что касается определения необходимой емкости коммутирующего конденсатора, то ее можно вычислить по формуле (3.42), приведенной в третьей главе. В данном случае, максимальные амплитуды токов КЗ составляют  $4375\text{ А}$  для выключателя напряжением  $12\text{ кВ}$  и  $2188\text{ А}$  для выключателя на  $24\text{ кВ}$ . Исходя из этого, необходимая емкость конденсаторов при начальном напряжении на них  $10\text{ кВ}$  должна составлять, соответственно  $10,7$  и  $2,7\text{ мкФ}$ , с учетом 50% запаса, для блоков коммутации выключателей на  $12$  и  $24\text{ кВ}$ .

Для наших целей вполне подойдут неполярные конденсаторы серии КПИ, выпускаемые ЗАО «Русская Технологическая Группа» г. Москва. Это конденсаторы пленочного типа, которые отличаются от электролитических тем, что имеют более высокий срок службы (в среднем 10-12 лет), низкий тангенс угла диэлектрических потерь ( $0,002\div 0,003$ ) и широкий диапазон рабочих температур благодаря отсутствию в них жидкого электролита. Благодаря высокой удельной энергии они более компактны.

Применим для блока принудительной коммутации выключателя на 12 кВ конденсатор *КПИ-35-10* с номинальным напряжением 35 кВ. Его номинальная емкость равна 10 мкФ. Она несколько меньше расчетной 10,7 мкФ, но это не столь критично, так как создаваемый ею разрядный ток будет на 44% больше расчетного тока КЗ. Количество зарядов-разрядов конденсатора при зарядном напряжении и равного номинальному составляет  $60 \cdot 10^3$  циклов.

Для блока коммутации выключателя на 24 кВ, подойдет конденсатор той же серии *КПИ-50-5*, который рассчитанный на номинальное напряжение до 50 кВ. Его емкость составляет 5 мкФ. Количество зарядов-разрядов конденсатора при зарядном напряжении равного номинальному также составляет  $60 \cdot 10^3$  циклов.

В качестве зарядного устройства, можно использовать простейшую схему, показанную на рисунке 5.1. Зарядное устройство включает в себя изолирующий трансформатор *T*, повышающий напряжение до необходимого уровня, однофазный диодный мост *ДМ*, который выпрямляет это напряжение, и ограничивающий резистор  $R_{огр}$ , который ограничивает амплитуду зарядного тока.

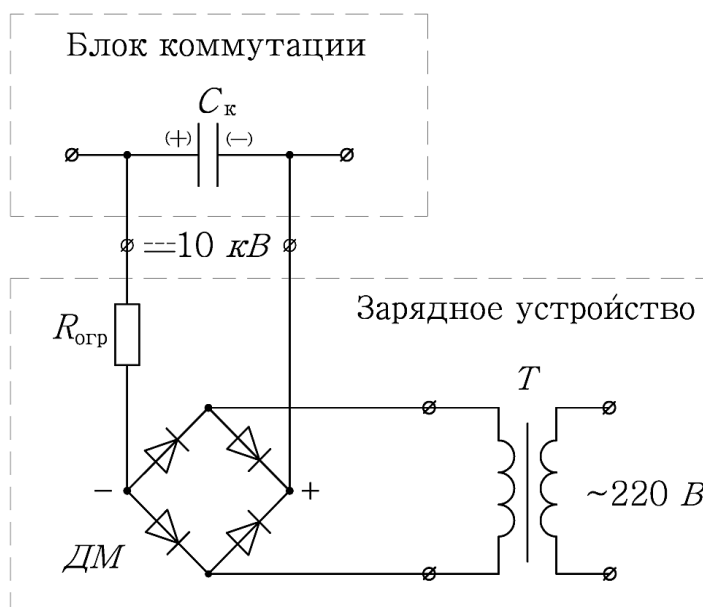


Рисунок 5.1 – Принципиальная схема зарядного устройства

В **Приложении 3** представлены расчеты по определению параметров и количества элементов зарядного устройства.

Согласно расчетам, для блока принудительной коммутации и зарядного устройства потребуется конденсатор *КПИ-35-10* для выключателя на 12 кВ и конденсатор *КПИ-50-5* для выключателя на 24 кВ. Общее количество полупроводниковых приборов диодного моста составит  $12 \cdot 4 = 48$  штук, как для выключателя на напряжение 12 кВ, так и для выключателя на 24 кВ. В качестве разделительного трансформатора зарядного блока потребуется однофазный трансформатор с литой изоляцией типа *ОЛС-1,25/10*.

#### **5.2.4 Выбор варисторов для блока принудительной коммутации бесконтактного выключателя**

Блок варисторов в схеме выключателя с принудительной коммутацией, служит для ограничения напряжения на коммутирующем конденсаторе, а в процессе отключения индуктивной цепи играет роль встречного напряжения на предпоследнем этапе работы, рассеивая часть энергии, накопленной в цепи.

Для существующих выключателей постоянного тока на номинальное напряжение 3,3 кВ действует норматив [86], согласно которому при отключении напряжение на главных контактах не должно превышать 3-х кратного номинального напряжения сети.

Если проводить аналогию с выключателями постоянного тока для системы повышенного напряжения, то для выключателя на 13,2 кВ оно не должно превышать напряжения 39,6 кВ, а для выключателя на 26,4 кВ – напряжения 79,2 кВ.

Увеличение максимального рабочего напряжения варистора, очевидно, влечет за собой ужесточение требований к изоляции устройств тяговой сети, в то же время, снижение этого напряжения повлечет за собой затягивание процесса отключения выключателя и, как следствие, к учащению случаев пережога проводов контактной сети. Поэтому отыскание оптимального напряжения, при котором должен срабатывать варистор, является сложной задачей.

В рамках данной работы предложено ограничить возникающее перенапряжение на бесконтактных выключателях постоянного тока в пределах  $1,5 \cdot U_{do}$ . Несомненно, это значение еще требуется обосновать с точки зрения влияния на

оборудование тяговой сети, ЭПС и устройства ЖАТ (железнодорожной автоматики и телемеханики), однако с позиции ограничения и скорости отключения аварийных токов принятое решение, как показали результаты исследования, дает вполне приемлемые результаты. Методы практического расчета параметров варисторов по заданным условиям работы, а также анализ и исследование факторов, влияющих на их работу, подробно освещены в работах [88-89].

Как следует из указанных работ, при эксплуатации варисторов в условиях напряжений на 10-20% ниже классификационного, становится незначительной значимость процессов старения вследствие длительного воздействия, приложенного к ним напряжения. Поэтому главным фактором, определяющим время жизни блока варисторов, будет число, частота и энергия импульсов тока, воздействующих на варисторы. Причем эта зависимость нелинейная. Так, например, для достижения одинаковых изменений в вольтамперной характеристике варистора при уменьшенной вдвое амплитуде прикладываемого импульса тока, требуется на порядок увеличить число воздействий.

Ряд отечественных производителей занимается исследованием и разработкой мощных варисторов, и поглотителей энергии на базе варисторов. Так, например, ОАО «Завод Магнетон» г. Санкт-Петербург, выпускает энергопоглотители *ЭПН 4/100-2* для ограничения импульсных перенапряжений, возникающих в электросетях железных дорог. Они имеют превосходный уровень ограничения напряжения, благодаря использованию высоконелинейных ZnO-варисторов, обладают эффективной теплопроводящей изоляцией на основе силикона и минимальными габаритами и массой. Их эксплуатация возможна при температуре окружающего воздуха от минус 40° до плюс 70° С.

В результате расчетов, приведенных в **Приложении 4**, получено, что для блока варисторов, при заданных условиях работы, потребуются цепочка из 4 последовательно включенных энергопоглотителей *ЭПН 4/100-2* для выключателей на 12 кВ и 7 таких же последовательно включенных энергопоглотителей на 24 кВ соответственно.

### 5.2.5 Выбор элементов диодного разрядного устройства

В предыдущих главах был выполнен анализ влияния различных значений сопротивлений разрядного резистора. Как показали исследования, его целесообразно выбрать из диапазона 0,7-1,2 Ом. В данном случае, выберем сопротивление равным 1 Ом.

Разрядное устройство содержит диодный блок, который в нормальном состоянии закрыт, так как по отношению к напряжению тяговой сети он включен в непроводящем направлении. Диодный блок должен быть рассчитан на пропуск импульсов тока при расчетной серии *О-5-ВО-5-ВО*. При этом расчетная амплитуда и длительность импульса тока, протекающего через разрядные устройства, принята для случая отключения КЗ у подстанции. Для ДРУ выключателя на напряжение 12 кВ это импульс тока с амплитудой 3800 А и длительностью 30 мс, а для ДРУ выключателя на 24 кВ расчетным будет импульс с амплитудой 2000 А и длительностью 55 мс.

Диодное разрядное устройство эксплуатируется под действием выпрямленного напряжения тяговой сети, и должно быть рассчитано на перенапряжения, возникающие при переходных процессах в ней. Максимальное расчетное перенапряжение для СТЭ 12 кВ принято 23 кВ, а для СТЭ 24 кВ – 32 кВ.

В качестве разрядных резисторов можно использовать стандартные пусковые реостаты, устанавливаемые на электропоездах. При прохождении разрядного тока на резисторе выделяется энергия мощностью  $P = I^2(t) \cdot R, Вт$ , которая рассеивается в виде тепла, поэтому его следует выбирать таким образом, чтобы он смог ее полностью погасить без повреждений. При этом нужно учитывать, что работа разрядных резисторов предусматривается в импульсном режиме (30-60 мс), поэтому они должны иметь по возможности большую постоянную времени нагрева. В этом случае резисторы могут быть выполнены более компактными, при этом их номинальная мощность длительного режима будет на порядок меньше расчетной [90].

Определенный интерес вызывают кремниевые резисторы таблеточного исполнения типа, выпускаемые ФГУП ВЭИ им. В.И. Ленина г. Москва. Эти приборы обладают высокой надежностью, а также отличным соотношением допустимой мощности рассеяния к единице объема или массы и слабой зависимостью номинального сопротивления от температуры. Например, резистор *PK273* с номинальным сопротивлением  $0,15 \div 0,2 \text{ Ом}$  при массе всего в  $1,6 \text{ кг}$  может в длительном режиме рассеивать энергию мощностью  $7,5 \text{ кВт}$ . На базе данных приборов можно создать компактные и эффективные поглотители энергии для диодного разрядного устройства.

В **Приложении 5** приведены расчеты по определению типов и требуемого количества разрядных диодов и резисторов для ДРУ выключателей на напряжение  $12 \text{ кВ}$  и  $24 \text{ кВ}$ .

Согласно расчетам, для ДРУ выключателя на  $12 \text{ кВ}$  потребуется 6 диодов *D246-630-52* с охладителями *O143*, а для выключателя на  $24 \text{ кВ}$  потребуется 7 диодов *D246-630-60* с охладителями *O143*. Разрядное сопротивление, выполненное из группы 20 резисторов типа *PK273*, надежно обеспечит рассеяние избыточной коммутационной энергии при отключении любого КЗ, как в СТЭ  $12 \text{ кВ}$ , так и в СТЭ  $24 \text{ кВ}$ .

### **5.3 Оборудование управляемого преобразовательно-распределительного устройства с бесконтактными фидерными выключателями постоянного тока**

#### **5.3.1 Выбор тиристорных групп главной цепи бесконтактных выключателей**

В отличие от предыдущей схемы с НУВ, режим работы тиристорных групп главных цепей фидерных выключателей в данной схеме с УВ полностью соответствует работе катодной группы трехфазного мостового выпрямителя. Их коммутация осуществляется естественным образом путем кратковременного (не более  $0,02 \text{ с}$ ) блокирования выпрямителя, поэтому к тиристорам предъявляются более мягкие требования по скорости выключения и величине импульсных перенапряжений, возникающих при коммутации цепей.

Все вышесказанное позволяет применить для создания бесконтактных фидерных выключателей и управляемого выпрямителя мощные тиристоры с прямым управлением с помощью света (фототиристоры) [91-92].

Они обладают целым рядом преимуществ по сравнению с обычными тиристорами, которые включаются электрическими сигналами. К ним относятся, прежде всего, прямое управление импульсами света, точный временной контроль включения группы приборов, высоковольтная гальваническая развязка между схемой управления и силовой цепью, высокая помехоустойчивость, большие интервалы между профилактическими работами, простота и безопасность обслуживания устройств.

Методика выбора тиристоров и исходные данные по их нагрузке аналогичные с изложенными в разделе 5.2.1.

Время протекания аварийного тока для данной схемы выключателей состоит из времени достижения током уставки защиты, времени срабатывания защиты фидера и, собственно, из времени отключения. При уставке выключателя на напряжение 12 кВ равной 1750 А (т.е. на 40% больше номинального тока) через главные тиристоры(фототиристоры) амплитуда тока КЗ достигает 7280 А, а длительность его протекания составляет 9,8 мс. При отключении КЗ в СТЭ 24 кВ выключателем с уставкой 875 А максимальное значение тока через главные тиристоры(фототиристоры) составило 6130 А при времени его протекания 11 мс.

Бесконтактный выключатель, согласно принятым условиям, должен выдерживать перегрузку расчетным циклом *O-5-BO-5-BO* без повреждений.

Одним из главных преимуществ схемы с УВ является отсутствие коммутационных перенапряжений при отключении фидерных выключателей, поэтому число последовательно включенных фототиристоров в каждой фазе выключателя следует выбирать исходя из максимального рабочего выпрямленного напряжения.

В **Приложении 6** приведены расчеты, связанные с определением типов и количества полупроводниковых приборов с охладителями для бесконтактных фидерных выключателей на напряжения 12 кВ и 24 кВ рассматриваемой схемы с УВ.

Согласно расчетам, для главных цепей одного фидерного выключателя постоянного тока для ТП с УВ потребуется 12 фототиристоров *TФ183-2000-60* с охладителями *O193* при напряжении 12 кВ и 21 фототиристор *TФ273-1000-62* с охладителями *O273* при напряжении 24 кВ.

### 5.3.2 Выбор элементов диодного разрядного устройства

Общий подход при выборе элементов ДРУ ничем не отличается от предложенного ранее в разделе 5.2.5. Необходимо подобрать такие разрядные резисторы и силовые диоды, которые смогут рассеять часть выделяемой энергии при отключении токов КЗ в тяговой сети.

В качестве расчетных данных для выбора оборудования ДРУ используются следующие. В СТЭ 12 кВ амплитуда тока через разрядное устройство достигает величины 6400 А, время его протекания равно 57 мс, а действующее значение составляет 1852 А. В СТЭ 24 кВ амплитуда тока через разрядное устройство равна 4200 А, время протекания 98 мс, действующее значение составляет 1360 А.

В **Приложении 7** приведены расчеты по определению типов и требуемого количества разрядных диодов и резисторов для ДРУ выключателей на напряжение 12 кВ и 24 кВ.

Согласно расчетам, для ДРУ выключателя на 12 кВ потребуется 5 диодов *Д453-1250-52* с охладителями *O153*, а для выключателя на 24 кВ потребуется 7 диодов *Д453-1250-62* с охладителями *O153*. А разрядное сопротивление из группы 20 резисторов типа *РК273* надежно обеспечит рассеяние избыточной коммутационной энергии при отключении любого КЗ, как в СТЭ 12 кВ, так и в СТЭ 24 кВ.

## 5.4 Выводы по главе

На основании проведенных исследований даны рекомендации по выбору основного оборудования предложенных преобразовательно-распределительных устройств, и осуществлен его приблизительный выбор для напряжений 12÷24 кВ.

## **ГЛАВА 6 ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКОЕ СРАВНЕНИЕ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНО-РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ УСТРОЙСТВ ТЯГОВЫХ ПОДСТАНЦИЙ ПОВЫШЕННОГО НАПРЯЖЕНИЯ 12÷24 КВ**

### **6.1 Массогабаритные характеристики преобразовательно- распределительных устройств тяговых подстанций повышенного напряжения**

Одними из важных технических показателей любого оборудования являются его масса и габаритные размеры. В рассматриваемых преобразовательно-распределительных устройствах тяговых подстанций, предложено объединить функции катодных групп вторых мостов выпрямителей с трехфазными фидерными выключателями постоянного тока. Данное решение позволит снизить на 25% массогабаритные показатели каждого двенадцатипульсового выпрямителя, что весьма актуально при создании ТП СТЭ постоянного тока повышенного напряжения 12÷24 кВ.

Учитывая сказанное, главное различие предложенных схем будет заключаться в конструкции фидерных выключателей постоянного тока, так как неуправляемые и управляемые выпрямители этих схем будут иметь примерно одинаковые характеристики по массе и размерам, отличаясь лишь типом применяемых вентилях: диодами и тиристорами (фототиристорами).

Ниже в таблицах 6.1 и 6.2 приведены ориентировочные массогабаритные показатели основных узлов, входящих в состав бесконтактных выключателей постоянного тока схем ТП с НУВ и УВ, на основе оборудования, выбранного ранее в главе 5. Следует указать, что принятые по расчету, в предыдущей главе, охладители для полупроводниковых приборов типа *O153*, *O173* и *O193*, заменены охладителями на термотрубках, которые обладают значительными теплоотводящими преимуществами при меньших габаритах.

Таблица 6.1 – Массогабаритные характеристики бесконтактных выключателей схемы с НУВ

<b>12 кВ</b>				<b>24 кВ</b>			
Элемент	Габариты, ед., мм	Масса, ед., кг	Кол-во, шт.	Элемент	Габариты, ед., мм	Масса, ед., кг	Кол-во шт.
<b>Блок главных тиристорov</b>							
Тиристор <i>ТБИ873-1600-40</i>	420x185x270	1,5	21	Тиристор <i>ТБ-653-36</i>	420x82x250	0,5	42
Охладитель <i>RFP-S08B-505A</i>		10	21	Охладитель <i>RFP-S03B-356</i>		4,6	42
<b>Блок принудительной коммутации</b>							
Конденсатор <i>КПИ-35-10</i>	450x150x326	31	1	Конденсатор <i>КПИ-50-5</i>	450x150x326	31	1
Тиристор <i>ТБИ353-800-34</i>	420x82x250	0,55	12	Тиристор <i>ТБИ933-250-36</i>	150x123x185	0,11	17
Охладитель <i>RFP-S03B-356</i>		4,6	12	Охладитель <i>O143</i>		3,18	17
Диод <i>Д333-500-60</i>	150x123x185	0,18	9	Диод <i>Д333-500-60</i>	150x123x185	0,18	15
Охладитель <i>O143</i>		3,18	9	Охладитель <i>O143</i>		3,18	15
Блок варисторов <i>ЭПН 4/100-2</i>	225x170x135	10	4	Блок варисторов <i>ЭПН 4/100-2</i>	225x170x135	10	7
<b>Зарядное устройство</b>							
Диод <i>Д212-10-16</i>	60x40x35	0,006	12	Диод <i>Д212-10-16</i>	60x40x35	0,006	12
Охладитель <i>O111</i>		0,092	12	Охладитель <i>O111</i>		0,092	12
Трансформатор <i>ОЛС-1,25/10</i>	328x306x212	30	1	Трансформатор <i>ОЛС-1,25/10</i>	328x306x212	30	1
<b>Диодное разрядное устройство</b>							
Диод <i>Д243-630-52</i>	150x123x185	0,24	6	Диод <i>Д243-630-60</i>	150x123x185	0,24	7
Охладитель <i>O143</i>		3,18	6	Охладитель <i>O143</i>		3,18	7
Резистор <i>РК273</i>	420x185x270	1,6	20	Резистор <i>РК273</i>	420x185x270	1,6	20
Охладитель <i>RFP-S08B-505A</i>		10	20	Охладитель <i>RFP-S08B-505A</i>		10	20
<b>Общая масса оборудования</b>							
				<b>12 кВ</b>	<b>24 кВ</b>		
<b>Блок главных тиристорov</b>				241,5	214,2		
<b>Блок принудительной коммутации</b>				163	207,3		
<b>Зарядное устройство</b>				31,25	31,25		
<b>Диодное разрядное устройство</b>				252,5	255,9		
<b>Всего</b>				<b>688,25</b>	<b>708,7</b>		

Таблица 6.2 – Массогабаритные характеристики бесконтактных выключателей схемы с УВ

<b>12 кВ</b>				<b>24 кВ</b>			
Элемент	Габариты, ед., мм	Масса, ед., кг	Кол-во, шт.	Элемент	Габариты, ед., мм	Масса, ед., кг	Кол-во шт.
<b>Блок главных тиристоров</b>							
Фототиристор <i>ТФ183-2000-60</i>	420x185x270	2	12	Фототиристор <i>ТФ273-1000-62</i>	420x185x250	1,5	21
Охладитель <i>RFP-S08B-505A</i>		10	12	Охладитель <i>RFP-S08B-505A</i>		4,6	21
<b>Диодное разрядное устройство</b>							
Диод <i>Д453-1250-52</i>	420x82x250	0,55	5	Диод <i>Д453-1250-62</i>	420x82x250	0,55	7
Охладитель <i>RFP-S03B-356</i>		4,6	5	Охладитель <i>RFP-S03B-356</i>		4,6	7
Резистор <i>PK273</i>	420x185x270	1,6	20	Резистор <i>PK273</i>	420x185x270	1,6	45
Охладитель <i>RFP-S08B-505A</i>		10	20	Охладитель <i>RFP-S08B-505A</i>		10	45
<b>Общая масса оборудования</b>							
		<b>12 кВ</b>				<b>24 кВ</b>	
<b>Блок главных тиристоров</b>		144				128,1	
<b>Диодное разрядное устройство</b>		257,75				522	
<b>Всего</b>		<b>401,75</b>				<b>650,1</b>	

Прежде чем делать выводы по полученным массогабаритным показателям бесконтактных выключателей на напряжение 12÷24 кВ, приведем следующий факт. Максимально близкий по принципу работы и устройству к бесконтактным выключателям с блоком принудительной коммутации является вакуумно-вакуумный выключатель [36], рассмотренный в разделе 2.2. Его макетный образец на номинальное напряжение 13,2 кВ и ток 1,6 кА имел массу 1300 кг и габаритные размеры 800x2200x2370 мм.

Что касается дуговых электромагнитных выключателей постоянного тока, то даже те из них, которые рассчитаны на работу в одиночном режиме, потребуются соединять последовательно для получения необходимого номинального на-

пряжения, либо увеличивать размеры дугогасящей камеры. И тот и другой путь едва ли даст компактные, надежные и безопасные решения.

## **6.2 Сравнительная экономическая эффективность преобразовательно-распределительных устройств тяговых подстанций повышенного напряжения**

### **6.2.1 Общие положения**

Оценка экономической эффективности также важна при установлении преимуществ и недостатков конкретных видов техники или технологий. Назначение сравнительной экономической эффективности состоит в определении наиболее экономически выгодного варианта. При сравнении двух вариантов, требуется определить капитальные затраты и стоимость обслуживания каждого из них. Тот вариант, который характеризуется меньшими или равными капитальными вложениями и одновременно имеет более низкую стоимость обслуживания, при прочих равных технических возможностях признается экономически выгодным [93]. Однако возможна ситуация, когда экономическая эффективность более капиталоемкого варианта проявляется спустя некоторый промежуток времени, за счет более низких расходов на обслуживание. Причем указанный промежуток времени именуется сроком окупаемости и показывает период, за который окупаются капитальные вложения за счет экономии текущих затрат. Нормативный срок окупаемости для нашего случая (новой техники) составляет  $T_H = 6,7$  лет [94].

В данном случае, сопоставление предложенных схем преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными выключателями производится на основе определения срока окупаемости (достижения экономического эффекта) более капиталоемкой схемы. Другими словами, капитальные затраты могут считаться экономически целесообразными, если фактический срок окупаемости окажется ниже нормативного значения.

Фактический срок окупаемости (достижения экономического эффекта) определяется по формуле:

$$T_{\text{ФАКТ}} = \frac{(K_2 - K_1)}{(\mathcal{E}_1 - \mathcal{E}_2)}, \quad (6.1)$$

где  $K_1$  - капитальные затраты по 1-му варианту, руб.;

$K_2$  - капитальные затраты по 2-му варианту, руб.;

$\mathcal{E}_1$  - эксплуатационные расходы по 1-му варианту, руб./год;

$\mathcal{E}_2$  - эксплуатационные расходы по 2-му варианту, руб./год.

Годовой экономический эффект [94] будет представлять собой сопоставление приведенных затрат по каждому из сравниваемых вариантов.

Приведенные затраты определим по формуле:

$$C_{\text{пр}i} = C_i + E_H \cdot K_i, \quad (6.2)$$

где  $C_i$  – стоимость содержания оборудования по  $i$ -му варианту, руб./год;

$K_i$  – капитальные затраты по  $i$ -му варианту, руб.;

$E_H$  – нормативный коэффициент экономической эффективности, равный для варианта с использованием новой техники 0,15 (1/год).

Годовой экономический эффект определяется по формуле:

$$\Delta\mathcal{E}_{\text{ПР}} = C_{\text{пр}1} - C_{\text{пр}2}, \quad (6.3)$$

где  $C_{\text{пр}1}$  - приведенные затраты по 1-му варианту, руб./год;

$C_{\text{пр}2}$  - приведенные затраты по 2-му варианту, руб./год.

### **6.2.2 Определение экономической эффективности внедрения преобразовательно-распределительных устройств на тяговых подстанциях повышенного напряжения**

Расчеты, связанные с определением экономической эффективности рассматриваемых преобразовательно-распределительных устройств с учетом изложенных выше положений, приведены в **Приложении 8**. При этом рассматриваются тяговые подстанции напряжением 13,2 кВ с двумя неуправляемыми выпрямителями мощностью по 20 МВт и шестью бесконтактными фидерными выключателями.

Согласно результатам расчета, с точки зрения экономической эффективности, вариант ТП с НУВ, даже с учетом более высокой стоимости обслуживания, оказался выгоднее варианта ТП с УВ, что объясняется значительно меньшей стоимостью самого выпрямителя. Расчеты показали, что при эксплуатации обоих вариантов, экономическая эффективность более капиталоемкой схемы с УВ будет достигнута только после 29,5 лет, а годовой экономический эффект от эксплуатации схемы с НУВ составит около 2400 *тыс. руб/год*.

### 6.3 Выводы по главе

1. Из анализа массогабаритных показателей исследуемых бесконтактных выключателей на напряжения 12÷24 *кВ* следует, что сегодняшний уровень развития техники, в частности полупроводниковой, позволяет создать такой выключатель, который будет превосходить не только дуговые электромагнитные аналоги, но и не уступит известному опытному образцу вакуумно-вакуумного выключателя постоянного тока [36]. А учитывая тенденции и перспективы развития полупроводниковых приборов и устройств их охлаждения, можно говорить о возможности выполнения еще более компактных решений в ближайшем будущем.

2. По экономической эффективности вариант ТП с НУВ, даже с учетом более высокой стоимости обслуживания, оказался выгоднее варианта ТП с УВ, что объясняется значительно меньшей стоимостью его выпрямителей. Расчеты показали, что при внедрении обоих вариантов, экономическая эффективность более капиталоемкой схемы с УВ будет достигнута только после 29,5 лет эксплуатации, а годовой экономический эффект от эксплуатации схемы с НУВ составит около 2400 *тыс. руб/год*.

Однако следует помнить, что схема с УВ имеет значительно более компактные выключатели и имеет возможность регулировать уровень выпрямленного напряжения, что, несомненно, дает некоторое преимущество.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1 Актуальной задачей транспортной науки на сегодняшний день является модернизация системы тяги постоянного тока напряжением 3,3 кВ, путем повышения напряжения, при котором осуществляется передача электроэнергии к ЭПС, до уровня 12÷24 кВ. При этом одним из насущных вопросов, связанных с повышением напряжения постоянного тока, является разработка надежного и эффективного преобразовательного и коммутационного оборудования для ТП.

2 В качестве возможного решения поставленного вопроса предложены две целесообразные схемы преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными фидерными выключателями, предназначенные для применения на ТП перспективной системы тяги постоянного тока повышенного напряжения 12÷24 кВ. Новшеством предложенных устройств является отсутствие катодных групп вторых мостов каждого выпрямителя и совмещение их функций с бесконтактными фидерными выключателями постоянного тока. Для обеспечения надежного отключения аварийных токов в питаемой тяговой сети в первом варианте используется полностью управляемый выпрямитель (УВ), а во втором варианте с НУВ предложено использовать бесконтактные выключатели с устройствами принудительной коммутации.

В результате, по сравнению с существующими типовыми схемами ТП постоянного тока с дуговыми электромагнитными выключателями, улучшаются массогабаритные показатели выпрямителей, достигается существенное ограничение отключаемых токов, исключается подпитка места КЗ от смежных ТП и ЭПС на питаемом участке, значительно повышается ресурс фидерных выключателей, уменьшается их взрыво- и пожароопасность, а также снижаются расходы на их обслуживание.

3 Проведенные в работе исследования, в том числе с использованием компьютерного моделирования в пакете MATLAB, доказали, что предложенные устройства способны эффективно справляться с отключением как малых, так и больших токов (мощных близких КЗ) в тяговых сетях постоянного тока.

4 Сравнительный анализ эффективности работы бесконтактных выключателей предложенных преобразовательно-распределительных устройств и дугового электромагнитного выключателя повышенного напряжения показал значительное преимущество первых по всем техническим параметрам. При этом бесконтактный выключатель с блоком принудительной коммутации по своему быстрдействию и токоограничивающей способности практически реализует идеальное отключающее устройство [37].

5 На основании проведенных исследований и результатов компьютерного моделирования даны рекомендации по выбору основных элементов предложенных преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными выключателями постоянного тока. Рекомендации будут полезны при проектировании реальных образцов. В качестве примера выполнен ориентировочный выбор основного электрооборудования рассматриваемых устройств для ТП системы тяги постоянного тока повышенного напряжения 12 кВ и 24 кВ.

6 Экономическая эффективность рассматриваемых схем будет определяться, главным образом, стоимостью выпрямителя. Так, в качестве примера, показано, что схема с НУВ, несмотря на более дорогие и технически сложные фидерные выключатели оказалась экономически выгоднее схемы с УВ. Подсчитано, что если за базовый вариант внедрения принять схему устройства с НУВ, то более капиталоемкая, но имеющая меньшие затраты на обслуживание, схема с УВ станет экономически эффективнее схемы с НУВ только через 29,5 лет эксплуатации, при этом положительный годовой экономический эффект от эксплуатации схемы с НУВ составит около 2400 тыс. руб/год.

Поэтому для будущих ТП системы тяги постоянного тока повышенного напряжения 12÷24 кВ, при условии отсутствия необходимости регулирования выпрямленного напряжения, следует рекомендовать схему преобразовательно-распределительного устройства с НУВ.

**СПИСОК ОСНОВНЫХ СОКРАЩЕНИЙ**

- АПВ – автоматическое повторное включение  
БМЗ – блок микропроцессорной защиты  
БП – блок питания  
БУ – блок управления  
ВДК – вакуумная дугогасительная камера  
ДРУ – диодное разрядное устройство  
ЖАТ – железнодорожная автоматика и телемеханика  
ЗУ – зарядное устройство  
ИДП – индукционно-динамический привод  
ИП – искровой промежуток  
КПД – коэффициент полезного действия  
НУВ – неуправляемый выпрямитель  
ПС – пост секционирования  
СТЭ – система тягового электроснабжения  
ТП – тяговая подстанция  
УВ – управляемый выпрямитель  
ЭДС – электродвижущая сила  
ЭПС – электроподвижной состав

**СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

- 1 Якунин, В. И. В будущее России – с высокой скоростью [Текст]: монография / В. И. Якунин. – М.: Научный эксперт, 2012. – 216 с.
- 2 Стратегия развития железнодорожного транспорта в Российской Федерации до 2030 года [Текст]: распоряж. Правительства РФ от 17 июня 2008 г. № 877-р // Собр. законодательства РФ. – 2008 г. – № 29 (21 июля). – Часть II. – Ст. 3537.
- 3 Чернов, О. Е. Поиск рациональной системы электротяги [Текст] / О. Е. Чернов, Е. Т. Чернов // Мир транспорта. – 2003. – № 2. – С. 70–76.
- 4 Электрические железные дороги [Текст]: учебник для вузов ж.-д. трансп. / В. А. Кисляков [и др.]; под ред. А. В. Плакса и В. Н. Пупынина. – М.: Транспорт, 1993. – 280 с.
- 5 Котельников, А. В. Электрификация железных дорог. Мировые тенденции и перспективы [Текст] / А. В. Котельников. – М.: Интекст, 2002. – 104 с.
- 6 Бадёр, М. П. Электромагнитная совместимость [Текст]: учебник для вузов ж.-д. транспорта / М. П. Бадер. – М.: УМК МПС, 2002. – 638 с.
- 7 Ратнер, М. П. Электроснабжение нетяговых потребителей железных дорог [Текст] / М. П. Ратнер, Е. Л. Могилевский. – М.: Транспорт, 1985. – 295 с.
- 8 Бурков, А. Т. Выбор тока и уровня напряжения электрического транспорта новых поколений. [Текст] / А. Т. Бурков // Электрификация и развитие железнодорожного транспорта в России. Традиции, современность, перспективы «Элтранс-2001», 23–26 октября 2001 г.: материалы международного симпозиума; – Санкт-Петербург: ПГУПС, 2002. – С. 37–40.
- 9 Курбасов, А. С. Система электрической тяги XXI века [Текст] / А. С. Курбасов // Железные дороги мира. – 1999. – № 4. – С. 19–22.
- 10 Курбасов, А. С. Эффективность системы электрической тяги постоянного тока 6 кВ [Текст] / А. С. Курбасов // Железнодорожный транспорт. – 2002. – № 11. – С. 32–34.

11 Mayer, L. Valutazione della fattibilita di una sistema di trazione elettrica a 12 kV corrente continua [Текст] / L. Mayer, O. Ventura // *Ingegneria Ferroviaria*. – 1988. – № 5. – P. 271–273.

12 Бадер, М. П. Энергетическая эффективность и электромагнитная совместимость системы тягового электроснабжения постоянного тока с напряжением в тяговой сети 24 кВ [Текст] / М. П. Бадер // *Электротехника*. – 2011. – № 8. – С. 20–28.

13 Бурков, А. Т. Система электроснабжения постоянного тока повышенного напряжения [Текст] / А. Т. Бурков, В. Н. Пупынин, Е. Т. Чернов // Тезисы докладов Всероссийской конференции «Параметры перспективных транспортных систем России». – М.: – 1994. – 54 с.

14 Бурков, А. Т. Система электрической тяги постоянного тока 12 кВ [Текст] / А. Т. Бурков [и др.] // Тезисы докладов конференции ПГУПС. – 1995. – С. 29–30.

15 Розенфельд, В. Е. Применение постоянного тока повышенного напряжения для электрической тяги [Текст] / В. Е. Розенфельд, В. В. Шевченко, В. А. Майбога // *Железнодорожный транспорт*. – 1962. – № 7. – С. 35–39.

16 Хворост, Н. В. Электрические железные дороги: этапы и перспективы развития [Текст] / Н.В. Хворост, Н. В. Панасенко // *Електротехніка і Електромеханіка*. – 2003. – № 4. – С. 104–114.

17 Becker, K. Износ элементов системы «контактный провод–токоприемник» на высокоскоростных линиях [Текст] / K. Becker // *Glaser's Annalen*. – 1996. – № 6. – S. 244–251.

18 Вологин, В. А. Взаимодействие токоприемников и контактной сети [Текст] / В. А. Вологин. – М.: Интекст, 2006. – 256 с.

19 Дерменжи, П. Г. Новые высоковольтные мощные тиристоры со встроенными в полупроводниковую структуру элементами защиты в аварийных режимах [Текст] / П. Г. Дерменжи, Ю. М. Локтаев, А. М. Сурма, А. А. Черников // *Силовая электроника*. – 2012. – № 1. – С. 14–15.

20 Елисеев, В. Современная отечественная элементная база для силовой преобразовательной техники [Текст] / В. Елисеев [и др.] // Инновации Технологии и Решения. – 2005. – Декабрь. – С. 30 – 32.

21 Писарев, А. А. Новые мощные тиристоры с повышенной нагрузочной способностью [Текст] / А. А. Писарев, А. А. Черников, А. В. Ставцев, А. М. Сурма // Силовая электроника. – 2013. – № 2. – С. 22–24.

22 Ohashi, H. High voltage high current semiconductor devices and its new application-future power electronics possibilities for social infrastructure [Текст] / H. Ohashi // Electric Power Equipment - Switching Technology (ICEPE-ST), 2011. 1st International Conference on 23–27 Oct. – 2011. – P. 408–411.

23 Botan, V. Six Inch Thyristors for UHVDC Transmission [Текст] / V. Botan, J. Waldmeyer, M. Kunow, K. Akurati // International Exhibition and Conference for Power Electronics, Intelligent Motion, Renewable Energy and Energy Management (PCIM). – Nuremberg 2010.

24 Бадер, М. П. Электромагнитная совместимость тягового электроснабжения с линиями связи, устройствами железнодорожной автоматики и питающими электросетями [Текст]: дис. ...д-ра техн. наук: 05.22.09 / Бадер Михаил Петрович. – М.: МИИТ, 1999. – 495 с.

25 Бурков, А. Т. Развитие инфраструктуры энергообеспечения железнодорожного транспорта [Текст] / А. Т. Бурков, А. В. Мизинцев, Е. В. Кудряшов // Транспорт Российской Федерации. – 2010. – № 3 (28).

26 Мизинцев, А. В «НИИЭФА-ЭНЕРГО»: новое и перспективное для нужд железных дорог [Текст] / А. В. Мизинцев, А. М. Тюриков // Евразия Вести. – 2011. – X. – С. 18

27 Урманов, Р. Н. Теория преобразователей при конечных сопротивлениях схем. [Текст]: монография / Р. Н. Урманов. – Екатеринбург.: УрГУПС, 2003. – 154 с.

28 Барковский, Б. С. Обобщение теории мостовых схем выпрямления и выбор оптимальной. [Текст] / Б. С. Барковский, Е. Ю. Салита // – Омск: Труды ОМИИТ. – 1983. – С. 15–20.

29 Панфилов, С. А. Эффективное охлаждение новых высокомоощных силовых полупроводниковых приборов [Текст] / С. А. Панфилов // Известия высших учебных заведений. Поволжский регион. Технические науки. – 2012. – № 4 (24). – С. 57–66.

30 Шевлюгин, М. В. Снижение расхода энергии и рабочей мощности основного силового оборудования тяговых подстанций электрических железных дорог с помощью накопителей энергии [Текст]: монография / М. В. Шевлюгин. – М.: МИИТ, 2007. – 151 с.

31 Пупынин, В. Н. «Локальная буферизация энергии, как эффективный способ энергосбережения в электроэнергетических системах», «Использование нетрадиционных и возобновляемых видов энергии и способы ее хранения» [Текст] / В. Н. Пупынин, М. В. Шевлюгин // Международная научно-практическая конференция ЮНЕСКО/МЦОС. МГТУ Н. Э. Баумана. – М.: – 2004. – С. 30–32.

32 Гречишников, В. А. Выбор уставок защиты, реализуемой интеллектуальным терминалом ЦЗАФ-3,3 [Текст]: учебное пособие / В. А. Гречишников, В. Н. Пупынин. – М.: МИИТ, 2012. – 60 с.

33 Гречишников, В. А. Разработка многопараметрической микропроцессорной защиты фидеров тяговой сети постоянного тока 3,3 кВ с использованием методов математического моделирования и натурного эксперимента [Текст]: дис. ...канд. техн. наук: 05.22.09 / Гречишников Виктор Александрович. – М.: МИИТ, 2000. – 220 с.

34 Автоматизация систем электроснабжения [Текст]: учебник для вузов ж.-д. транспорта / Ю. И. Жарков [и др.]; под ред. Н. Д. Сухопрудского. – М.: Транспорт, 1990. – 359 с.

35 Тяговые подстанции [Текст]: учебник для вузов ж.-д. транспорта / Ю. М. Бей, Р. Р. Мамошин, В. Н. Пупынин, М. Г. Шалимов. – М.: Транспорт, 1986. – 319 с.

36 Система электроснабжения постоянного тока повышенного напряжения. Раздел: доводка и испытания выключателя, разрядников и фильтр-устройства на тяговой подстанции «Мельничный Ручей» [Текст]: отчет о НИР: Тема № 91/89 /

Московский ин-т инж. ж.-д. трансп. (МИИТ); рук. Пупынин В. Н. – М., 1993. – 28 с.

37 Пупынин, В. Н. Идеальный выключатель постоянного тока [Текст] / В. Н. Пупынин, В. А. Мартюкова // Электроника и электрооборудование транспорта. – 2013. – № 6. – С. 17–20.

38 Greenwood, A. N. HVDC Vacuum Circuit Breakers [Текст] / A. N. Greenwood [et al.] // Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions. on, – July, 1972 – Vol. PAS-91. – P. 1575–1588.

39 Yanabu, S. Development of HVDC Circuit Breaker and its Interrupting Test [Текст] / S. Yanabu [et al.] // Power Apparatus and Systems, IEEE Transactions on, – July 1982 – Vol. PAS-101. – № 7. – P. 1958–1965.

40 Estrom, A. Design and Testing of an HVDC Circuit Breaker [Текст] / A. Estrom [et al.] // CIGRE. 1976 – P. 13–06.

41 Callavik M. The Hybrid HVDC Breaker [Текст] / M. Callavik, A. Blomberg, J. Häfner, B. Jacobson // ABB Grid Systems, Technical Paper. – Nov' – 2012.

42 Аримацу, К. Высоковольтный выключатель постоянного тока на 250 кВ 8 кА [Текст] / К. Аримацу [и др.] // Хитати хёрон. – 1985. – Т. 67. – № 6. – С.13–18.

43 Ямада, Х. Малогабаритные выключатели постоянного тока на 250 кВ, 1200 А для линий электропередачи постоянного тока [Текст] / Х. Ямада [и др.] // Дэнки хёрон. – 1982. – Т. 67. – № 10. – С. 850–852.

44 Bartosik, M. High speed d. c. vacuum circuit breaker [Текст] / M Bartosir, F. Wojcik // Proc. of the 11th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum. – Berlin. Vol. 2. 1984. – S. 329-333.

45 Пат. 58-32053 Япония, МКИ<sup>3</sup> В 60 М 3/06, Электрическая железная дорога постоянного тока [Текст] / Ноки Садахару, Кондо Тоэми, Тецуко Фисао; заявитель и потентообладатель К.к. Майденся (Япония). – Заявл. 10.02.79; опубл. 11.07.83.

46 Пат. 58-32054 Япония, МКИ<sup>3</sup> В 60 М 3/06. Электрическая железная дорога постоянного тока [Текст] / Ноки Садахару, Кондо Тоэми; заявитель и потентообладатель К.к. Майденся (Япония). – Заявл. 15.02.79; опубл. 11.07.83.

47 Кондо, Тоэми. Бесконтактные выключатели для защиты тяговых подстанций постоянного тока [Текст] / Тоэми Кондо // Денки Тецудо, Elec Railways. – 1981. – Т. 35. – № 10. – С. 11–14.

48 Кондо, Тоэми. Питающие системы постоянного тока статического типа [Текст] / Тоэми Кондо // Мэйдэн Дзихо. – 1980. – Т. 155. – № 6. – С. 3–6.

49 Сизуки, Тонто. Бесконтактный выключатель для использования совместно с секционным изолятором [Текст] / Тонто Сизуки // Мицубиси дэнки гихо. – 1981. – Т. 55. – № 10. – С. 738–742.

50 Karutara, Sawada Оборудование для тяговых подстанций [Текст] / Sawada Karutara // Meiden Rev. Int. Ed. – 1982. – № 3. – С. – 33–37.

51 Karutara, Sawada. Static DC Traction Power Feeding System [Текст] / Sawada Karutara // Meiden Review. – 1984. – Series № 71. – № 2. – P. 3–9.

52 А. с. 828248 СССР, М. Кл. Н 01Н 33/66. Вакуумный выключатель постоянного тока [Текст] / В. А. Воздвиженский, В. П. Иванов (СССР). – № 2760497/24–07; заявл. 03.05.79; опубл. 07.05.81, Бюл. №17.

53 А. с. 550695 СССР, М. Кл. Н 01Н 9/30, Н 02J 1/00. Устройство для бездугового отключения питающих линий постоянного тока высокого напряжения [Текст] / В. Н. Пупынин (СССР). – № 1895785/07; заявл. 26.03.73; опубл. 15.03.77, Бюл. № 10.

54 А. с. 748547 СССР, М. Кл. Н 01Н 33/12. Устройство для коммутации электрических цепей постоянного тока [Текст] / В. Н. Пупынин (СССР). – № 2424892/24–07; заявл. 06.05.78; опубл. 15.07.80, Бюл. № 26.

55 А. с. 796937 СССР, М. Кл. Н 01 Н 9/30. Устройство для бездуговой коммутации электрических цепей постоянного тока [Текст] / А. М. Куссуль, В. Н. Пупынин (СССР). – № 2645977/24–07; заявл. 19.06.78; опубл. 15.01.81, Бюл. № 2.

56 А. с. 849327 СССР, М. Кл. Н01 Н 33/04, Н 01 Н 9/30. Устройство для коммутации силовых цепей постоянного тока [Текст] / А. И. Короленков, А. М. Куссуль, А. Г. Лупян, В. Н. Пупынин (СССР). – № 2822954/24–07; заявл. 03.10.79; опубл. 23.10.81, Бюл. № 27.

57 А. с. 853688 СССР, М. Кл. Н01 Н 9/30. Устройство для коммутации сильноточечных цепей постоянного тока [Текст] / А. И. Короленков, А. М. Куссуль, А. Г. Лупян, В. Н. Пупынин (СССР). – № 2818748/24–07; заявл. 21.09.79; опубл. 07.08.81, Бюл. № 29.

58 А. с. 917228 СССР, М. Кл. Н01 Н 33/59. Устройство для бездуговой коммутации электрического тока [Текст] / Л. Я. Гринберг, В. Я. Дулов, А. М. Куссуль, Б. С. Меерсон, В. В. Миронов, В. Н. Пупынин (СССР). – № 2959217/24–07; заявл. 18.07.80; опубл. 30.03.82, Бюл. № 12.

59 А. с. 920875 СССР, М. Кл. Н01 Н 9/30, Н01 Н 33/04. Устройство для отключения индуктивной цепи постоянного тока [Текст] / А. М. Куссуль, В. Н. Пупынин МИИТ (СССР). – № 2964716/24–07; заявл. 24.07.80; опубл. 15.04.82, Бюл. № 14.

60 А. с. 955250 СССР, М. Кл. Н01 Н 9/30. Устройство для коммутации индуктивных цепей постоянного тока [Текст] / В. Н. Пупынин, А. И. Короленков, А. М. Куссуль, А. Г. Лупян, А. Г. Макаров (СССР). – № 3235785/24–07; заявл. 19.01.81; опубл. 30.08.82, Бюл. № 32.

61 А. с. 954758 СССР, М. Кл. Н01 Н 9/30. Устройство для коммутации электрических цепей постоянного тока [Текст] / В. Н. Пупынин, А. Г. Макаров (СССР). – № 3289557/24–07; заявл. 14.05.81; опубл. 07.10.82, Бюл. № 37.

62 А. с. 1023422 СССР, МКИ Н01 Н 9/30, Н01 Н 33/04. Устройство для отключения индуктивной цепи постоянного тока [Текст] / А. М. Куссуль, В. Н. Пупынин (СССР). – № 2829222/24–07; заявл. 16.10.79; опубл. 15.06.83, Бюл. № 22.

63 Niwa, Y. Fundamental investigation and application of high-speed VCB for DC power system of railway [Текст] / Y. Niwa, K. Yokokura // Discharges and Electrical Insulation in Vacuum (ISDEIV), 2010 24th International Symposium. – Aug. 30 2010–Sept. 3 2010, P. 125–128.

64 Пустырников, С. В. Коммутатор для цепей постоянного тока с индуктивностью [Текст] / С. В. Пустырников // Известия Томского политехнического университета. 2005. – Т. 308. – № 7. – С. 101–102.

65 Пат. № 124980 на полезную модель Российская Федерация, МПК H01J 1/00. Тяговая подстанция системы электроснабжения постоянного тока повышенного напряжения (12-24 кВ) [Текст] / И. Г. Калугин, В. Н. Пупынин; заявитель и потентообладатель МГУПС (МИИТ). – № 2012 12140048/07; заявл. 25.05.2012; опубл. 20.02.2013, Бюл. № 5.

66 Пат. № 124991 на полезную модель Российская Федерация, МПК H02J 1/00, B60M 3/00. Тяговая подстанция системы электроснабжения постоянного тока повышенного напряжения (12-24 кВ) [Текст] / И. Г. Калугин, В. Н. Пупынин; заявитель и потентообладатель МГУПС (МИИТ). – № 2012121449/07; заявл. 25.05.2012; опубл. 20.02.2013, Бюл. № 5.

67 Гинзбург, С. Г. Методы решения задач по переходным процессам в электрических цепях. [Текст] / С. Г. Гинзбург. – М.: Высшая школа, 1967. – 388 с.

68 Конторович, М. И. Операционное исчисление и процессы в электрических цепях [Текст] / М. И. Конторович. – 4-е изд. – М.: Советское Радио, 1975. – 319 с.

69 Мартыненко, В. С. Операционное исчисление [Текст]: учебное пособие / В. С. Мартыненко. – 4-е изд., перераб. и доп. Киев: Выща школа, 1990. – 359 с.

70 Руководящие указания по релейной защите систем тягового электроснабжения. Департамент электрификации и электроснабжения ОАО «Российские железные дороги» [Текст] – М.: «ТРАНСИЗДАТ», 2005. – 216 с.

71 Справочник по электроснабжению железных дорог. Т. 1 [Текст] / Под ред. К. Г. Марквардта. – М.: Транспорт, 1980. – 256 с.

72 Марквардт, К. Г. Электроснабжение электрифицированных железных дорог [Текст]: учебник вузов ж.-д. трансп. / К. Г. Марквардт. – М.: Транспорт, 1982. – 524 с.

73 Двенадцатипульсовые полупроводниковые выпрямители тяговых подстанций [Текст] / Б. С. Барковский [и др.]; под ред. М. Г. Шалимова. – М.: Транспорт, 1990. – 127 с.

74 Урманов, Р. Н. Теория преобразователей при конечных сопротивлениях схем [Текст]: монография / Р. Н. Урманов. – Екатеринбург: УрГУПС, 2003. – 154 с.

75 Бурков, А. Т. Электронная техника и преобразователи [Текст]: учеб. для вузов ж.-д. трансп. / А. Т. Бурков. – М.: Транспорт, 1999. – 464 с.

76 Черных, И. В. Моделирование электротехнических устройств в MATLAB, SimPowerSystems и Simulink [Текст] / И. В. Черных. – М.: ДМК Пресс, 2008. – 288 с.

77 Лурье, М. С. Применение программы MATLAB при изучении курса электротехники [Текст]: учеб. пособие для студентов всех специальностей и форм обучения / М. С. Лурье, О. М. Лурье – Красноярск: СибГТУ, 2006. – 206 с.

78 Дьяконов, В. П. MATLAB 7.\*/R2006/R2007: Самоучитель. [Текст] / В. П. Дьяков – М.: ДМК Пресс, 2008. – 768 с.

79 Герман-Галкин, С. Г. Компьютерное моделирование полупроводниковых систем. MatLab 6.0 [Текст] / С. Г. Герман-Галкин. – СПб.: КОРОНА принт, 2001. – 320 с.

80 Ануфриев, И. Е. MATLAB 7 [Текст] / И. Е. Ануфриев, А. Б. Смирнов, Е. Н. Смирнова. – СПб.: БХВ-Петербург, 2005. – 1104 с.

81 Векслер, М. И. Защита тяговой сети постоянного тока от токов короткого замыкания [Текст] / М. И. Векслер. – М.: Транспорт, 1976. – 120 с.

82 Пупынин, В. Н. Сравнение фидерных выключателей постоянного тока 2хВАБ–49–3200/30–Л и GE Rapid 4207 2х4 [Текст] / В. Н. Пупынин, С. Х. Дарчиев // Железные дороги мира. – 2006. – № 5. – С. 64–71.

83 Соколов, С. Д. Пережог контактного провода открытой электрической дугой [Текст] / С. Д. Соколов // Вестник Всесоюзного научно-исследовательского ин-та ж.-д. транспорта. – 1962. – № 3. – С. 11–15.

84 Соколов, С. Д. Полупроводниковые преобразовательные агрегаты тяговых подстанций [Текст] / С. Д. Соколов, Ю. М. Бей, Я. Д. Гуральник, Ю. Г. Чаусов. – М.: Транспорт, 1979. – 264 с.

85 Правила устройства системы тягового электроснабжения железных дорог Российской Федерации: ЦЭ-462 [Текст]. М.: МПС РФ, 1997. – 78 с.

86 ГОСТ 2585-81. Выключатели автоматические быстродействующие постоянного тока. Общие технические условия [Текст]. – Введ. 1983-01-01. – М.: Издательство стандартов, 1988. – 32 с.

87 Чебовский, О. Г. Силовые полупроводниковые приборы [Текст]: Справочник / О. Г. Чебовский, Л. Г. Моисеев, Р. П. Недошивин. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 400 с.

88 Пупынин, В. Н. Защита и отключение тяговых сетей в аварийных режимах [Текст]: дис. ... д-ра техн. наук: 05.14.02 / Пупынин Владимир Николаевич. – М.: МИИТ, 1986. – 340 с.

89 Дмитриев В.Л., Красавина М.А. Варисторы для ОПН. «Старение» в процессе эксплуатации [Электронный ресурс] // Новости Электротехники. – 2010. – № 1 (61). – режим доступа: <http://www.news.elteh.ru/arh/2010/61/08.php>, свободный. (Дата обращения: 10.02.2014).

90 Андронников, Д. Особенности выбора и применения резисторов в силовой технике [Электронный ресурс] / Д. Андронников // Силовая электроника. – 2007. – № 2. – Режим доступа: [http://www.power-e.ru/2007\\_02\\_4.php](http://www.power-e.ru/2007_02_4.php), свободный. (Дата обращения: 10.02.2014).

91 Конюхов, А.В. Отечественные высоковольтные мощные фототиристоры с интегрированной самозащитой от пробоя [Текст] / А.В. Конюхов [и др.] // Электричество. – 2011. – № 10. – С. 5-11.

92 Мартыненко, В. Мощные тиристоры с прямым управлением светом и лазерные волоконно-оптические модули управления для высоковольтных применений [Текст] / В. Мартыненко // Силовая электроника. – 2012. – № 1. – С.17-21.

93 Экономика железнодорожного транспорта [Текст]: учеб. для вузов ж.-д. транспорта / Н.П. Терёшина [и др.]; под ред. Н.П. Терёшиной, Б.М. Лapidуса, М.Ф. Трихункова. – М.: УМЦ ЖДТ, 2006. – 801 с.

94 Экономика железнодорожного транспорта [Текст]: учеб. для вузов / И.В. Белов [и др.]; под ред. И.В. Белова. – М.: Транспорт, 1989. – 351 с.

95 Каталог продукции ЗАО «Протон-Электротекс» : тиристоры быстродействующие импульсные [Электронный ресурс]. – режим доступа: <http://proton-electrotex.com/ru/goods/22>, свободный. (Дата обращения: 10.02.2014).

96 Каталог продукции ОАО «Электровыпрямитель» : охладители воздушного охлаждения для приборов таблеточной конструкции [Электронный ресурс]. – Режим доступа: [http://www.elvpr.ru/poluprovodnikprib/ohladiteli/vozd\\_tabl.php](http://www.elvpr.ru/poluprovodnikprib/ohladiteli/vozd_tabl.php), свободный. (Дата обращения: 10.02.2014).

97 Каталог продукции ОАО «Электровыпрямитель» : тиристоры низкочастотные таблеточного исполнения [Электронный ресурс]. – Режим доступа: [http://www.elvpr.ru/poluprovodnikprib/tiristory/nizkochast\\_tabl.php](http://www.elvpr.ru/poluprovodnikprib/tiristory/nizkochast_tabl.php), свободный. (Дата обращения: 10.02.2014).

98 Каталог продукции ОАО «Электровыпрямитель» : диоды выпрямительные таблеточного исполнения [Электронный ресурс]. – Режим доступа: [http://www.elvpr.ru/poluprovodnikprib/diody/vipryamitel\\_tabl.php](http://www.elvpr.ru/poluprovodnikprib/diody/vipryamitel_tabl.php), свободный. (Дата обращения: 10.02.2014).

99 Каталог продукции ОАО «Электровыпрямитель» : тиристоры с оптическим управлением (фототиристоры) [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.elvpr.ru/poluprovodnikprib/tiristory/light.php>, свободный. (Дата обращения: 10.02.2014).

100 Каталог продукции ЗАО «Протон-Электротекс» : диоды в таблеточном исполнении [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://proton-electrotex.com/ru/goods/11>, свободный. (Дата обращения: 10.02.2014).

## ПРИЛОЖЕНИЕ 1

(справочное)

### Выбор тиристоров главной цепи бесконтактных выключателей схемы с НУВ

#### 1 Бесконтактный выключатель на напряжение 12 кВ

При номинальном токе фидерного выключателя 1250 А, максимальный расчетный длительный ток каждой фазы (плеча) бесконтактного выключателя составит  $I_{TAV}^{12} = 1250/3 \approx 420 \text{ А}$ .

Применим тиристоры типа ТБИ873-1600-40 с охладителем О173 и скоростью охлаждающего воздуха 6 м/с. Их справочные параметры [95-96], необходимые для расчета, следующие:  $U_{T(TO)} = 1,44 \text{ В}$ ;  $r_T = 0,27 \text{ мОм}$ ;  $T_{j\max} = 125^\circ \text{С}$ ;  $R_{thjc} = 0,0085^\circ \text{С / Вм}$ ;  $R_{thch} = 0,002^\circ \text{С / Вм}$ ;  $R_{thha} = 0,05^\circ \text{С / Вм}$ ;  $k_\phi = 1,73$  (для двенадцатипульсовой мостовой выпрямления); угол проводимости  $120^\circ$ ; температура охлаждающей среды  $T_a = 40^\circ \text{С}$ .

Определим тепловое сопротивление «полупроводниковая структура – охлаждающая среда»:

$$R_{thja} = R_{thjc} + R_{thch} + R_{thha} = 0,0085 + 0,002 + 0,05 = 0,0605^\circ \text{С / Вм}.$$

Максимально допустимый длительный ток тиристора находим по формуле (5.1):

$$I_{TAV\max}^{12} = \frac{\sqrt{1,44^2 + 4 \cdot 1,73^2 \cdot 0,27 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{125 - 40}{0,0605}} - 1,44}{2 \cdot 1,73^2 \cdot 0,27 \cdot 10^{-3}} \approx 700 \text{ А}.$$

Согласно заданным в разделе 5.1 условиям требуется, чтобы максимально допустимый ток тиристора составлял не менее 420 А, поэтому выбранный тиристор удовлетворяет условиям работы по длительному току.

Теперь проверим данный тиристор на перегрузочную способность расчетным циклом О-5-ВО-5-ВО.

Пусть предварительная загрузка главных тиристорov выключателя до момента КЗ составляет 80%:  $I_{T(80\%)}^{12} = 0,8 \cdot I_{TAV}^{12} = 0,8 \cdot 420 = 336 \text{ А}$ .

Определяем мощность потерь и температуру полупроводниковой структуры до момента перегрузки:

$$P_{T(80\%)}^{12} = U_{T(TO)} \cdot I_{T(x)} + k_{\phi}^2 \cdot r_T \cdot I_{T(x)}^2 = 1,44 \cdot 336 + 1,73^2 \cdot 0,27 \cdot 10^{-3} \cdot 336^2 = 575,1 \text{ Вт},$$

$$T_{j(80\%)}^{12} = T_a + R_{thja} \cdot P_{T(x)} = 40 + 0,0605 \cdot 575,1 = 74,8^{\circ} \text{ C}.$$

Допустимая амплитуда тока перегрузки тиристоров циклом *O-5-BO-5-BO* с учетом времени протекания каждого импульса тока КЗ не более 6 мс определяется согласно выражению (5.2):

$$I_{T(OV)}^{12} = \frac{\sqrt{1,44^2 + 4 \cdot 0,27 \cdot 10^{-3} \cdot \left( \frac{125 - 74,8 - 575,1 \cdot 0,035}{\frac{0,006}{5} \cdot 0,035 + \left(1 - \frac{0,006}{5}\right) \cdot 0,0247 - 0,024 + 0,0015} \right) - 1,44}}{2 \cdot 0,27 \cdot 10^{-3}} \approx 4,9 \text{ кА}.$$

В таблице 4.1 было показано, что для рассматриваемых выключателей с НУВ аварийный ток не превышает 2,5-кратного значения уставки защиты фидера. В данном случае амплитуда аварийного тока перегрузки составит не более  $1250 \cdot 1,4 \cdot 2,5 = 4375 \text{ А}$ , поэтому выбранный тип тиристоров и охладителей проходит проверку на перегрузочную способность.

Количество последовательно включенных полупроводниковых приборов в одном плече (фазе) выключателя определяем по выражению (5.3):

$$N_{\text{посл}}^{12} = \frac{22000}{4100 \cdot 0,9} + 1 + c = 7.$$

Таким образом, для главных цепей одного расщепленного фидерного выключателя постоянного тока на напряжение 12 кВ для ТП с НУВ потребуется:

$$N_{\text{общ}}^{12} = 7 \cdot 1 \cdot 3 = 21 \text{ тиристор ТБИ873-1600-40 с охладителями О173}.$$

## **2 Бесконтактный выключатель на напряжение 24 кВ**

При номинальном токе фидерного выключателя 625 А, максимальный расчетный длительный ток каждой фазы (плеча) бесконтактного выключателя состав

$$\text{вит } I_{TAV}^{24} = \frac{625}{3} \approx 210 \text{ А}.$$

Применим тиристоры типа *T653-800-36* с охладителем типа *O153* и скоростью охлаждающего воздуха  $6 \text{ м/с}$ . Их справочные параметры [96-97], необходимые для расчета, следующие:  $U_{T(TO)} = 1,7 \text{ В}$ ;  $r_T = 0,4 \text{ мОм}$ ;  $T_{j\text{max}} = 125 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $R_{thjc} = 0,02 \text{ }^\circ\text{C} / \text{Вт}$ ;  $R_{thch} = 0,01 \text{ }^\circ\text{C} / \text{Вт}$ ;  $R_{thha} = 0,075 \text{ }^\circ\text{C} / \text{Вт}$ ;  $k_\phi = 1,73$  (для двенадцатипульсовой мостовой выпрямления); угол проводимости  $120^\circ$ ; температура охлаждающей среды  $T_a = 40 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Определим тепловое сопротивление «полупроводниковая структура – охлаждающая среда»:

$$R_{thja} = R_{thjc} + R_{thch} + R_{thha} = 0,02 + 0,01 + 0,075 = 0,105 \text{ }^\circ\text{C} / \text{Вт}.$$

Максимально допустимый длительный ток тиристора находим по формуле (5.1):

$$I_{TAV\text{max}}^{24} = \frac{\sqrt{1,7^2 + 4 \cdot 1,73^2 \cdot 0,4 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{125 - 40}{0,105}} - 1,7}{2 \cdot 1,73^2 \cdot 0,4 \cdot 10^{-3}} \approx 376 \text{ А}.$$

Согласно заданным в разделе 5.1 условиям требуется, чтобы максимально допустимый ток тиристора составлял не менее  $210 \text{ А}$ , поэтому выбранный тиристор удовлетворяет условиям работы по длительному току.

Теперь проверим данный тиристор на перегрузочную способность расчетным циклом *O-5-BO-5-BO*.

Пусть предварительная загрузка главных тириستоров выключателя до момента КЗ составляет 80%:  $I_{T(80\%)}^{24} = 0,8 \cdot I_{TAV}^{24} = 0,8 \cdot 210 = 168 \text{ А}$ .

Определяем мощность потерь и температуру полупроводниковой структуры до момента перегрузки:

$$P_{T(80\%)}^{24} = U_{T(TO)} \cdot I_{T(x)} + k_\phi^2 \cdot r_T \cdot I_{T(x)}^2 = 1,7 \cdot 168 + 1,73^2 \cdot 0,4 \cdot 10^{-3} \cdot 168^2 = 319,4 \text{ Вт},$$

$$T_{j(80\%)}^{24} = T_a + R_{thja} \cdot P_{T(x)} = 40 + 0,105 \cdot 319,4 = 73,5 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Допустимая амплитуда тока перегрузки тириستоров циклом *O-5-BO-5-BO* с учетом времени протекания каждого импульса тока КЗ не более  $6 \text{ мс}$  определяется согласно выражению (5.2):

$$I_{T(OV)}^{24} = \frac{\sqrt{1,7^2 + 4 \cdot 0,4 \cdot 10^{-3} \cdot \left( \frac{125 - 73,5 - 319,4 \cdot 0,05}{\frac{0,006}{5} \cdot 0,05 + \left(1 - \frac{0,006}{5}\right) \cdot 0,03 - 0,031 + 0,002} \right) - 1,7}}{2 \cdot 0,4 \cdot 10^{-3}} \approx 3,7 \text{ кА}.$$

В таблице 4.1 было показано, что для рассматриваемых выключателей с НУВ аварийный ток не превышает 2,5-кратного значения уставки защиты фидера. В данном случае амплитуда аварийного тока перегрузки составит не более  $625 \cdot 1,4 \cdot 2,5 = 2187,5 \text{ А}$ , поэтому выбранный тип тиристоров с охладителями проходит проверку на перегрузочную способность.

Количество последовательно включенных полупроводниковых приборов в одной фазе выключателя определим по выражению (5.3):

$$N_{\text{посл}}^{24} = \frac{41000}{3700 \cdot 0,9} + 1 + c = 14.$$

Таким образом, для главных цепей одного фидерного выключателя постоянного тока на напряжение 24 кВ для ТП с НУВ потребуется:

$$N_{\text{общ}}^{24} = 14 \cdot 1 \cdot 3 = 42 \text{ тиристора } T653-800-36 \text{ с охладителями } O153.$$

## ПРИЛОЖЕНИЕ 2

(справочное)

### Выбор коммутирующих тиристоров и развязывающих диодов для блока принудительной коммутации бесконтактных выключателей схемы с НУВ

#### 1 Бесконтактный выключатель на напряжение 12 кВ

Используем тиристоры типа *ТБИ353-800-34* и охладители *О153* с естественным отводом тепла. Для них справочные параметры следующие [95-96]:  $U_{T(TO)} = 1,3 \text{ В}$ ;  $r_T = 0,7 \text{ мОм}$ ;  $T_{j\max} = 125^\circ\text{С}$ ;  $R_{thjc} = 0,021^\circ\text{С} / \text{Вт}$ ;  $R_{thch} = 0,004^\circ\text{С} / \text{Вт}$ ;  $R_{thha} = 0,28^\circ\text{С} / \text{Вт}$ ; температура охлаждающей среды  $T_a = 40^\circ\text{С}$ ; ударный ток тиристора составляет  $I_{TSM} = 18,4 \text{ кА}$ .

По условиям работы фидерного выключателя, длительная работа коммутирующих тиристоров не предусматривается (предварительная нагрузка отсутствует), однако должна быть выдержана перегрузка тиристоров, расчетным циклом *О-5-ВО-5-ВО*. При этом длительность протекания каждого импульса через коммутирующие тиристоры не превышает 115 мкс (см. осциллограмму 4.3 б).

Исходя из этого, рассчитаем по выражению (5.2) допустимый ток перегрузки:

$$I_{T(OV)}^{12} = \frac{\sqrt{1,3^2 + 4 \cdot 0,7 \cdot 10^{-3} \cdot \left( \frac{115 \cdot 10^{-6}}{5} \cdot 0,05 + \left( 1 - \frac{115 \cdot 10^{-6}}{5} \right) \cdot 0,03 - 0,031 + 0,001 \right)}{2 \cdot 0,7 \cdot 10^{-3}} - 1,3 \approx 6,9 \text{ кА}.$$

Так как при выбранной уставке фидерного выключателя в 1750 А (на 40% выше номинального тока выключателя), ток перезаряда конденсатора не превышает 4375 А, то данный тип тиристоров проходит проверку.

Найдем необходимое число последовательно включенных тиристоров коммутирующего контура с учетом особенностей формирования напряжения на них, отмеченных в разделе 5.2.2. Для этого заменим в формуле (5.3)  $U_{HC\max}$ , В на

$U_{pez}^{12}, B$  – наибольшее результирующее напряжение на коммутирующем тиристоре;  $U_{DSM}, B$  на  $U_D, B$  – максимальное постоянное напряжение прибора в закрытом состоянии и получим:

$$N_{посл}^{12} = \frac{23700}{2550 \cdot 0,9} + 1 + c = 12.$$

В качестве развязывающих диодов используем диоды типа *Д333-500-60* и охладители *О143* с естественным отводом тепла. Они имеют следующие справочные параметры [98, 100]:  $U_{T(TO)} = 1B$ ;  $r_T = 1,42 мОм$ ;  $T_{jmax} = 150^\circ C$ ;  $R_{thjc} = 0,034^\circ C / Bm$ ;  $R_{thch} = 0,015^\circ C / Bm$ ;  $R_{thha} = 0,5^\circ C / Bm$ ; температура охлаждающей среды  $T_a = 40^\circ C$ ; ударный ток данного диода в открытом состоянии  $I_{FSM} = 7 кА$ .

Максимальный ток перегрузки расчетным циклом *О-5-ВО-5-ВО*, при длительности протекания через развязывающие диоды каждого импульса, не превышающего *450 мкс* (см. осциллограмму 4.3 б), определяется как:

$$I_{F(OV)}^{12} = \frac{\sqrt{1^2 + 4 \cdot 1,42 \cdot 10^{-3} \cdot \left( \frac{150 - 40}{\frac{450 \cdot 10^{-6}}{5} \cdot 0,055 + \left( 1 - \frac{450 \cdot 10^{-6}}{5} \right) \cdot 0,035 - 0,034 + 0,001} \right) - 1}}{2 \cdot 1,42 \cdot 10^{-3}} \approx 5,9 кА.$$

Полученный ток больше максимального расчетного тока перезаряда конденсатора (*4375 А*), поэтому данные приборы могут быть использованы в качестве развязывающих диодов для блока принудительной коммутации бесконтактного выключателя.

Определим количество последовательно включенных диодов, применяя формулу (5.3):

$$N_{посл}^{12} = \frac{10500}{6100 \cdot 0,9} + 1 + c = 3.$$

Общее количество полупроводниковых приборов, необходимых для блока принудительной коммутации выключателя на *12 кВ* составит: 12 тиристоров *ТБИ353-800-34* с охладителями *О153* и  $3 \cdot 3 = 9$  развязывающих диодов *Д333-500-60* с охладителями *О143*.

## 2 Бесконтактный выключатель на напряжение 24 кВ

Используем тиристоры типа *ТБИ933-250-36* и охладители *О143* естественным отводом тепла. Для них справочные параметры следующие [95-96]:  $U_{T(TO)} = 2 \text{ В}$ ;  $r_T = 1,2 \text{ мОм}$ ;  $T_{j\max} = 125^\circ \text{ С}$ ;  $R_{thjc} = 0,04^\circ \text{ С / Вт}$ ;  $R_{thch} = 0,006^\circ \text{ С / Вт}$ ;  $R_{thha} = 0,5^\circ \text{ С / Вт}$ ; температура охлаждающей среды  $T_a = 40^\circ \text{ С}$ ; ударный ток данного тиристора в открытом состоянии  $I_{TSM} = 6,2 \text{ кА}$ .

По условиям работы фидерного выключателя, длительная работа коммутирующих тиристоров не предусматривается (предварительная нагрузка отсутствует), однако должна быть выдержана перегрузка тиристоров, расчетным циклом *О-5-ВО-5-ВО*. При этом длительность протекания каждого импульса через коммутирующие тиристоры, по данным компьютерного моделирования, не превышает *270 мкс*.

Исходя из этого, рассчитаем по выражению (5.2) допустимый ток перегрузки:

$$I_{T(OV)}^{24} = \frac{\sqrt{2^2 + 4 \cdot 1,2 \cdot 10^{-3} \cdot \left( \frac{270 \cdot 10^{-6}}{5} \cdot 0,055 + \left( 1 - \frac{270 \cdot 10^{-6}}{5} \right) \cdot 0,035 - 0,034 + 0,001 \right) \cdot \frac{125 - 40}{5}}}{2 \cdot 1,2 \cdot 10^{-3}} - 2 \approx 5,2 \text{ кА}.$$

Так как при выбранной уставке фидерного выключателя в *875 А* (на 40% выше номинального тока выключателя), ток перезаряда конденсатора не превышает *2187,5 А*, то данный тип тиристоров проходит проверку.

Найдем необходимое число последовательно включенных тиристоров коммутирующего контура с учетом особенностей формирования напряжения на них, отмеченных в разделе 5.2.2. Для этого в формуле 5.3, в которой заменим  $U_{HC\max}, B$  на  $U_{рез}^{24}$  – наибольшее результирующее напряжение на коммутирующем тиристоре;  $U_{DSM}, B$  на  $U_D, B$  – максимальное постоянное напряжение прибора в закрытом состоянии и получим:

$$N_{\text{посл}}^{24} = \frac{37600}{2700 \cdot 0,9} + 1 + c = 17.$$

В качестве развязывающих диодов используем диоды типа *Д333-500-60* и охладители *О143* с естественным отводом тепла. Они имеют следующие справочные параметры [96, 98]:  $U_{T(TO)} = 1 \text{ В}$ ;  $r_T = 1,42 \text{ мОм}$ ;  $T_{j\text{max}} = 150^\circ \text{ С}$ ;  $R_{thj} = 0,034^\circ \text{ С / Вт}$ ;  $R_{thc} = 0,015^\circ \text{ С / Вт}$ ;  $R_{tha} = 0,5^\circ \text{ С / Вт}$ ; температура охлаждающей среды  $T_a = 40^\circ \text{ С}$ ; ударный ток данного диода в открытом состоянии  $I_{FSM} = 7 \text{ кА}$ .

Максимальный ток импульсной перегрузки расчетным циклом *О-5-ВО-5-ВО*, при длительности протекания через развязывающие диоды каждого импульса, не превышающего, по данным моделирования,  $1,2 \text{ мс}$ , определяется как:

$$I_{F(OV)}^{24} = \frac{\sqrt{2^2 + 4 \cdot 1,2 \cdot 10^{-3} \cdot \left( \frac{150 - 40}{\frac{1,2 \cdot 10^{-3}}{5} \cdot 0,055 + \left(1 - \frac{1,2 \cdot 10^{-3}}{5}\right) \cdot 0,035 - 0,034 + 0,0015} \right) - 2}}{2 \cdot 1,2 \cdot 10^{-3}} \approx 4,5 \text{ кА}.$$

Полученный ток больше максимального расчетного тока перезаряда конденсатора ( $2187,5 \text{ А}$ ), поэтому данные приборы могут быть использованы в качестве развязывающих диодов для блока принудительной коммутации бесконтактного выключателя.

Определим количество последовательно включенных диодов, применяя формулу (5.3):

$$N_{\text{посл}}^{24} = \frac{21300}{6100 \cdot 0,9} + 1 + c = 5.$$

Общее количество полупроводниковых приборов, необходимых для блока принудительной коммутации выключателя на  $24 \text{ кВ}$  составит: 17 тиристоров *ТБИ933-250-36* с охладителями *О143* и  $3 \cdot 5 = 15$  развязывающих диодов *Д333-500-60* с охладителями *О143*.

### ПРИЛОЖЕНИЕ 3

(справочное)

#### Определение параметров зарядного устройства для блока принудительной коммутации бесконтактного выключателя с НУВ

Исходное напряжение на конденсаторе после операции отключения выключателя составит  $25 \text{ кВ}$  – для выключателя на  $12 \text{ кВ}$  и  $40 \text{ кВ}$  – для выключателя на  $24 \text{ кВ}$ .

В обоих случаях требуется вновь зарядить конденсатор до противоположного по знаку напряжения величиной  $10 \text{ кВ}$ . Таким образом, амплитуда напряжения на конденсаторе при перезаряде составит  $\Delta U_C^{12} = 25 - (-10) = 35 \text{ кВ}$  для выключателя на  $12 \text{ кВ}$ , а для выключателя на  $24 \text{ кВ}$   $\Delta U_C^{24} = 40 - (-10) = 50 \text{ кВ}$ .

По условиям работы выключателя требуется, чтобы он был готов к очередной операции отключения за время не более  $5 \text{ с}$ , то есть конденсатор за это время должен быть перезаряжен. Индуктивность в цепи перезаряда конденсатора пренебрежительно мала, а активное сопротивление ограничивающего резистора ( $R_{огр}$  на рисунке 5.1) велико, поэтому процесс перезаряда будет иметь апериодический характер.

Принимая допущение что, зарядный блок является источником постоянного напряжения, напряжение на конденсаторе во время переходного процесса перезаряда определяется выражением:

$$U_C = U_{ист} + (U_{C0} - U_{ист}) \cdot e^{-\frac{t}{\tau}}, \quad (\text{П3.1})$$

где  $U_{ист}$  – напряжение источника питания,  $V$ ;

$U_{C0}$  – начальное напряжение на конденсаторе,  $V$ ;

$\tau$  – постоянная времени цепи, которая для рассматриваемой цепи равна  $R_{огр} \cdot C_K, \text{ с}$ .

Считается, что время заряда конденсатора от первоначального значения до 99% значения приложенного напряжения составляет  $5\tau$ .

Пусть сопротивление ограничивающего резистора равно  $10 \text{ кОм}$  для схемы зарядного устройства выключателя на  $12 \text{ кВ}$  и  $20 \text{ кОм}$  для схемы зарядного устройства выключателя на  $24 \text{ кВ}$ , тогда время перезаряда коммутирующего конденсатора составит:

$$t_{\text{зар}}^{12} = 5 \cdot 10000 \cdot 0,000010 = 0,5 \text{ с},$$

$$t_{\text{зар}}^{24} = 5 \cdot 20000 \cdot 0,000005 = 0,5 \text{ с}.$$

Подставляя эти значения времени в выражение (П3.1) находим, что напряжение на конденсаторе в конце перезаряда будет составлять  $9764 \text{ В}$  для схемы выключателя на  $12 \text{ кВ}$ , и  $9665 \text{ В}$  для схемы выключателя на  $24 \text{ кВ}$ . С помощью этой же формулы (В.1) уточняем время, за которое напряжение на конденсаторе блока коммутации достигнет  $9900 \text{ В}$  (99% от первоначального):

$$t_{\text{зар } 99\%}^{12} = 0,58 \text{ с} \text{ — для блока коммутации выключателя на } 12 \text{ кВ},$$

$$t_{\text{зар } 99\%}^{24} = 0,62 \text{ с} \text{ — для блока коммутации выключателя на } 24 \text{ кВ}.$$

Максимальный ток перезаряда составит:

$$I_{\text{зар. макс.}}^{12} = \frac{\Delta U_C^{12}}{R_{\text{ОГР}}} = \frac{35000}{10000} = 3,5 \text{ А},$$

$$I_{\text{зар. макс.}}^{24} = \frac{\Delta U_C^{24}}{R_{\text{ОГР}}} = \frac{50000}{20000} = 2,5 \text{ А}.$$

Для выбора вентилях диодного моста зарядного устройства определим средние токи и максимальные значения обратных напряжений плеч. В однофазной мостовой схеме они определяются по выражениям  $I_a = \frac{I_d}{2}$ , А и  $U_{b\text{max}} = 1,57 \cdot U_d$ , В, в которых  $I_d$  и  $U_d$ , соответственно, значения выпрямленного тока и напряжения.

Тогда для рассматриваемых зарядных устройств получим:

$$I_a^{12} = \frac{3,5}{2} = 1,75 \text{ А}; \quad U_{b\text{max}}^{12} = 1,57 \cdot 10000 = 15700 \text{ В} \text{ — для выключателя на } 12 \text{ кВ};$$

$$I_a^{24} = \frac{2,5}{2} = 1,25 \text{ А}; \quad U_{b\text{max}}^{24} = 1,57 \cdot 10000 = 15700 \text{ В} \text{ — для выключателя на } 24 \text{ кВ}.$$

Видно, что определяющим параметром при выборе вентилях диодного моста будет расчетное обратное напряжение, так как практически весь ассортимент

высоковольтных диодов рассчитан на средний ток от 10 А и выше. К тому же работа диодного моста предусматривается в кратковременном режиме, когда необходимо зарядить коммутирующий конденсатор.

Если исходить из минимальных капитальных затрат, то диоды штыревого исполнения, в данном случае, окажутся выгоднее таблеточных диодов, поэтому применим диоды типа *Д212-10-16* с охладителями *О111*, рассчитанные на естественное охлаждение.

Подсчитаем количество последовательно включенных приборов в плече диодного моста зарядного устройства по формуле (5.3), с подстановкой соответствующих параметров:

$$N_{\text{посл}}^{12(24)} = \frac{15700}{1600 \cdot 0,9} + 1 + c = 12.$$

Общее количество приборов диодного моста составит  $12 \cdot 4 = 48$  штук, как для выключателя на напряжение 12 кВ, так и для выключателя на 24 кВ.

В качестве разделительного трансформатора зарядного блока можно использовать однофазный трансформатор с литой изоляцией типа *ОЛС-1,25/10*.

## ПРИЛОЖЕНИЕ 4

(справочное)

### Выбор варисторов для блока принудительной коммутации бесконтактного выключателя с НУВ

По условиям работы в рассматриваемых бесконтактных выключателях варисторы должны быть рассчитаны на длительное рабочее напряжение равное напряжению тяговой сети  $U_{до}$ . Для энергопоглотителей ЭПН 4/100-2 длительно допустимое постоянное напряжение составляет 4 кВ, поэтому потребуется их соединить последовательно:

$$N_{\text{посл}}^{12} = \frac{13700}{4000} + c = 4 \text{ – для выключателя на } 12 \text{ кВ};$$

$$N_{\text{посл}}^{24} = \frac{27600}{4000} + c = 7 \text{ – для выключателя на } 24 \text{ кВ}.$$

Коэффициент  $c$  в формулах округляет результат до большего целого значения.

Классификационное напряжение энергопоглотителей ЭПН 4/100-2 составляет  $U_{\text{кл}} = 4,5 \text{ кВ}$ , тогда для блока из группы энергопоглотителей:

$$U_{\text{кл}}^{12} = 4 \cdot 4,5 = 18 \text{ кВ} \text{ – для выключателя на } 12 \text{ кВ};$$

$$U_{\text{кл}}^{24} = 7 \cdot 4,5 = 31,5 \text{ кВ} \text{ – для выключателя на } 24 \text{ кВ}.$$

Ниже на рисунке П4.1 представлена вольтамперная характеристика энергопоглотителя ЭПН 4/100-2. По ней определяется максимально возможное остающееся напряжение при прохождении импульсов тока через блок.

Максимальная амплитуда тока, проходящего через блок варисторов при отключении составила 3800 А – для выключателя на напряжение 12 кВ и 2000 А – для выключателя на напряжение 24 кВ. Тогда остающееся напряжение при прохождении данных импульсов разрядного тока согласно вольтамперной характеристике на рисунке 5.2 составит:

$$U_{\text{ост}}^{12} = 1,32 \cdot U_{\text{кл}}^{12} = 1,3 \cdot 18 = 23,76 \text{ кВ} \text{ – для выключателя напряжением } 12 \text{ кВ};$$

$$U_{\text{ост}}^{24} = 1,28 \cdot U_{\text{кл}}^{24} = 1,28 \cdot 31,5 = 40,32 \text{ кВ} \text{ – для выключателя напряжением } 24 \text{ кВ}.$$

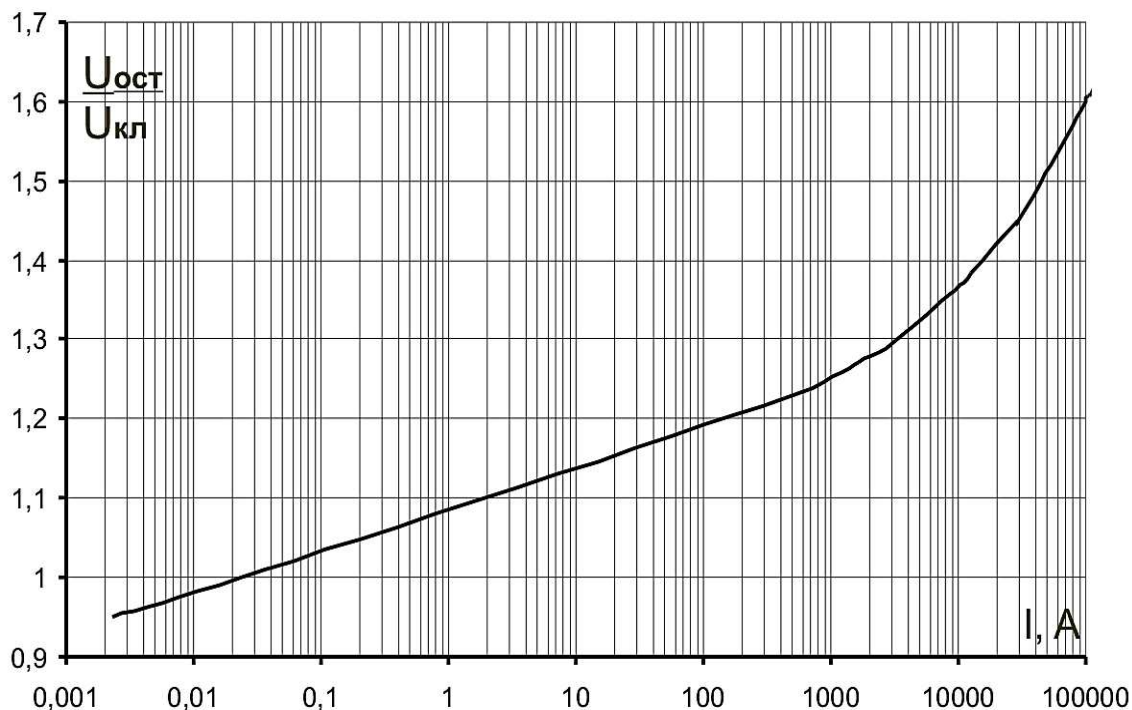


Рисунок П4.1 – Вольтамперная характеристика энергопоглотителя ЭПН 4/100-2

Видно, что для выключателя на  $12 \text{ кВ}$  из-за высоко классификационного напряжения ( $18 \text{ кВ}$ ), на блоке варисторов может возникнуть напряжение в  $1,7$  раза превышающее  $U_{до}$ . Если изоляция тяговой сети и ЭПС не сможет работать при таких перенапряжениях, то возможны два пути выхода из сложившейся ситуации. Первый заключается в добавлении дополнительных параллельных колонок, что позволит снизить общий ток через них, и, следовательно, уменьшить уровень перенапряжений до необходимого. Второй путь, более рациональный, изготовление заводом энергопоглотителя с аналогичными характеристиками, но на длительное напряжение равное  $14 \text{ кВ}$ .

Для выключателя на  $24 \text{ кВ}$  максимальное остающееся напряжение на блоке варисторов оказалось в пределах  $1,46 \cdot U_{до}$  при использовании стандартных заводских решений.

Теперь оценим, сколько импульсов, и какой мощности смогут пропустить рассматриваемые блоки варисторов.

Каждый элемент, из которых состоит блок варисторов, способен рассеять примерно  $50$  одиночных импульсов тока энергией  $100 \text{ кДж}$  каждый. Соответ-

ственно блок выключателя напряжением 12 кВ из четырех элементов может рассеять энергию до 400 кДж, а блок выключателя напряжением 24 кВ из семи элементов соответственно до 700 кДж.

При моделировании отключения мощных КЗ бесконтактными выключателями на напряжения 12 и 24 кВ с заданными уставками блоков защит, соответственно 1750 А и 875 А, максимальная энергия, выделенная на блоке варисторов, составила 19 кДж при времени воздействия импульса 450 мкс для выключателя на 12 кВ и 68 кДж при времени воздействия импульса 1200 мкс для выключателя на 24 кВ. Видно, что расчетные значения энергии, поглощаемой блоком варисторов при отключении выключателей на порядок меньше максимально допустимой.

Ожидаемый ресурс работы блока варисторов можно найти для наших условий по кривым ухудшения параметров ЭПН 4/100-2, определенных заводом изготовителем энергопоглотителей, показанным на рисунке П4.2.

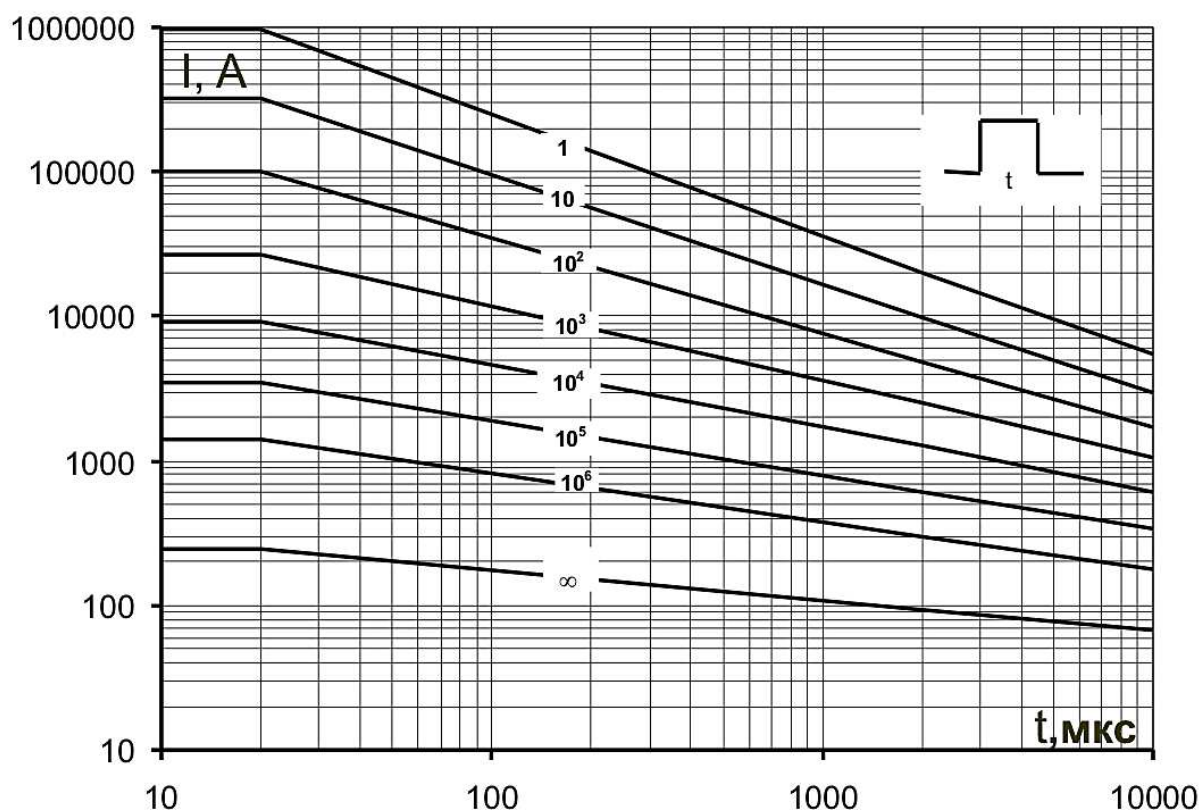


Рисунок П4.2 – Кривая снижения времени жизни энергопоглотителя ЭПН 4/100-2

Для блока варисторов выключателя напряжением 12 кВ, ресурс наработки до отказа составит примерно 4000 импульсов амплитудой 3800 А и продолжительностью 450 мкс. Ресурс наработки до отказа блока варисторов выключателя напряжением 24 кВ составит около 3000 импульсов амплитудой 2000 А длительностью 1200 мкс.

Если указанных 3000÷4000 циклов отключения максимального расчетного тока КЗ достаточно по условиям эксплуатации, то для создания блока варисторов нам потребуются цепочки из 4 и 7 последовательно включенных энергопоглотителей ЭПН 4/100-2 для выключателей на 12 кВ и 24 кВ соответственно.

## ПРИЛОЖЕНИЕ 5

(справочное)

### Выбор диодов и резисторов разрядного устройства выключателя с НУВ

#### 1 Бесконтактный выключатель на напряжение 12 кВ

Проверим на нагрузочную способность диоды Д243-630-52 с охладителями О143 при естественном воздушном охлаждении. Справочные характеристики прибора и охладителя следующие [96, 98]:  $T_{j\max} = 150^\circ \text{C}$ ;  $U_{T(TO)} = 1 \text{ В}$ ;  $r_T = 0,9 \text{ мОм}$ ;  $R_{thjc} = 0,026^\circ \text{C} / \text{Вт}$ ;  $R_{thch} = 0,01^\circ \text{C} / \text{Вт}$ ;  $R_{thha} = 0,5^\circ \text{C} / \text{Вт}$ ; температура охлаждающей среды  $T_a = 40^\circ \text{C}$ ; ударный ток данного диода в открытом состоянии  $I_{FSM} = 12 \text{ кА}$ .

По формуле (5.2), подставляя параметры диода и охладителя, найдем предельный ток перегрузки расчетным циклом О-5-ВО-5-ВО диодного разрядного устройства выключателя напряжением 12 кВ:

$$I_{F(OV)}^{12} = \frac{\sqrt{1^2 + 4 \cdot 0,9 \cdot 10^{-3} \cdot \left( \frac{150 - 40}{\frac{0,03}{5} \cdot 0,055 + \left(1 - \frac{0,03}{5}\right) \cdot 0,035 - 0,034 + 0,003} \right) - 1}}{2 \cdot 0,9 \cdot 10^{-3}} \approx 4,3 \text{ кА}.$$

Расчет показывает, что данный тип диодов способен выдержать перегрузку принятой расчетной серией импульсов тока амплитудой 3800 А.

По формуле 5.3 найдем количество последовательно включенных диодов разрядного устройства с учетом максимального перенапряжения:

$$N_{\text{посл}}^{12} = \frac{23000}{5300 \cdot 0,9} + 1 + c = 6.$$

Найдем необходимое количество разрядных резисторов типа РК273. При КЗ вблизи у ТП СТЭ 12 кВ, действующее значение тока, протекающего через ДРУ составило 1195 А. Тогда мощность рассеянной энергии в разрядном сопротивлении  $R_{ДРУ} = 1 \text{ Ом}$  составит:

$$P_{ДРУ}^{12} = (1195)^2 \cdot 1 = 1428 \text{ кВт} - \text{ для ДРУ выключателя напряжением 12 кВ};$$

Допустим, что в кратковременном режиме (при времени воздействия импульса до 0,1 с), резисторы допускают 15-кратную перегрузку по мощности рассеивания энергии. Тогда, с учетом этого один резистор номинальной мощностью 7,5 кВт, сможет рассеять 112,5 кВт. Таким образом, группа из 10 таких последовательно включенных резисторов общим сопротивлением 2 Ом рассеет суммарную энергию мощностью 1125 кВт. Соединив параллельно две таких колонки из 10 резисторов PK273, можно обеспечить расчетное сопротивление разрядного устройства  $R_{ДРУ} = 1 \text{ Ом}$  и достаточный запас надежности по мощности рассеиваемой энергии, которая составит 2250 кВт.

## 2 Бесконтактный выключатель на напряжение 24 кВ

Для разрядного устройства выключателя напряжением 24 кВ диоды типа Д243-630-60 и охладители О143 при естественном воздушном охлаждении. Справочные характеристики прибора и охладителя следующие [96, 98]:  $T_{j\max} = 150^\circ \text{C}$ ;  $U_{T(TO)} = 1 \text{ В}$ ;  $r_T = 0,9 \text{ мОм}$ ;  $R_{thjc} = 0,026^\circ \text{C / Вт}$ ;  $R_{thch} = 0,01^\circ \text{C / Вт}$ ;  $R_{thha} = 0,5^\circ \text{C / Вт}$ ; температура охлаждающей среды  $T_a = 40^\circ \text{C}$ ; ударный ток данного диода в открытом состоянии  $I_{FSM} = 12 \text{ кА}$ .

По формуле (5.2), подставляя параметры диода и охладителя, найдем предельный ток перегрузки расчетным циклом О-5-ВО-5-ВО диодного разрядного устройства выключателя напряжением 24 кВ:

$$I_{F(OV)}^{24} = \sqrt{1^2 + 4 \cdot 0,9 \cdot 10^{-3} \cdot \left( \frac{0,055}{5} \cdot 0,055 + \left( 1 - \frac{0,055}{5} \right) \cdot 0,038 - 0,036 + 0,005 \right) \cdot \frac{150 - 40}{2 \cdot 0,9 \cdot 10^{-3}}} - 1 \approx 3,1 \text{ кА}.$$

Расчет показывает, что данный тип диодов способен выдержать перегрузку принятой расчетной серией импульсов тока амплитудой 2000 А.

По формуле 5.3 найдем количество последовательно включенных диодов разрядного устройства с учетом максимального перенапряжения:

$$N_{\text{посл}}^{24} = \frac{32000}{6100 \cdot 0,9} + 1 + c = 7.$$

Найдем необходимое количество разрядных резисторов типа *PK273*. При КЗ вблизи у ТП СТЭ 24 кВ, действующее значение тока, протекающего через ДРУ составило 1228 А. Тогда мощность рассеянной энергии на разрядном сопротивлении  $R_{\text{ДРУ}} = 1 \text{ Ом}$  составит:

$$P_{\text{ДРУ}}^{24} = (1228)^2 \cdot 1 = 1508 \text{ кВт} - \text{ для ДРУ выключателя напряжением 24 кВ.}$$

Аналогично, как и для выключателя на 12 кВ используем две колонки из 10 резисторов типа *PK273*, соединенные параллельно, обеспечив расчетное сопротивление разрядного устройства  $P_{\text{ДРУ}} = 1 \text{ Ом}$  и достаточный запас прочности по мощности рассеиваемой энергии, которая составит 2250 кВт.

## ПРИЛОЖЕНИЕ 6

(справочное)

### Выбор фототиристоров главной цепи бесконтактных выключателей схемы с УВ

#### 1 Бесконтактный выключатель на напряжение 12 кВ

При номинальном токе фидерного выключателя 1250 А, максимальный расчетный длительный ток каждой фазы (плеча) бесконтактного выключателя составит  $I_{TAV}^{12} = 1250 / \sqrt{3} \approx 420 \text{ А}$ .

Применим фототиристоры типа *ТФ183-2000-60* с охладителем типа *О193* и скоростью охлаждающего воздуха 6 м/с. Их справочные параметры, необходимые для расчета, следующие [96, 99]:  $U_{T(TO)} = 1,2 \text{ В}$ ;  $r_T = 0,35 \text{ мОм}$ ;  $T_{j\max} = 120 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $R_{thjc} = 0,0078 \text{ }^\circ\text{C} / \text{Вт}$ ;  $R_{thch} = 0,002 \text{ }^\circ\text{C} / \text{Вт}$ ;  $R_{thha} = 0,03 \text{ }^\circ\text{C} / \text{Вт}$ ;  $k_\phi = 1,73$  (для двенадцатипульсовой мостовой выпрямления); угол проводимости  $120^\circ$ ; температура охлаждающей среды  $T_a = 40 \text{ }^\circ\text{C}$ .

Определим тепловое сопротивление «полупроводниковая структура – охлаждающая среда»:

$$R_{thja} = R_{thjc} + R_{thch} + R_{thha} = 0,0078 + 0,002 + 0,03 = 0,0398 \text{ }^\circ\text{C} / \text{Вт}.$$

Максимально допустимый длительный ток фототиристора находим по формуле (5.1):

$$I_{TAV\max}^{12} = \frac{\sqrt{1,2^2 + 4 \cdot 1,73^2 \cdot 0,35 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{120 - 40}{0,0398}} - 1,2}{2 \cdot 1,73^2 \cdot 0,35 \cdot 10^{-3}} \approx 926 \text{ А}.$$

Найденное значение предельного длительного тока фототиристора больше номинального тока 420 А, поэтому данный фототиристор может быть использован для фидерного выключателя.

Теперь проверим данный фототиристор на перегрузочную способность принятым циклом *О-5-ВО-5-ВО*.

Пусть предварительная загрузка главных фототиристорov выключателя до момента КЗ составляет 80%  $I_{T(80\%)}^{12} = 0,8 \cdot I_{TAV}^{12} = 0,8 \cdot 420 = 336 \text{ А}$ .

Определяем мощность потерь и температуру полупроводниковой структуры до момента перегрузки:

$$P_{T(80\%)}^{12} = 1,2 \cdot 336 + 1,73^2 \cdot 0,35 \cdot 10^{-3} \cdot 336^2 = 521,5 \text{ Вт},$$

$$T_{j(80\%)}^{12} = 40 + 0,0398 \cdot 521,5 = 60,8^\circ \text{C}.$$

Допустимая амплитуда тока перегрузки фототиристоров расчетным циклом *O-5-BO-5-BO* с учетом времени протекания каждого импульса тока КЗ не более 10 мс определяется согласно выражению (5.2):

$$I_{T(OV)}^{12} = \sqrt{1,2^2 + 4 \cdot 0,35 \cdot 10^{-3} \cdot \left( \frac{120 - 60,8 - 521,5 \cdot 0,03}{\frac{0,01}{5} \cdot 0,03 + \left(1 - \frac{0,01}{5}\right) \cdot 0,01 - 0,009 + 0,001} \right) - 1,2} \cdot 2 \cdot 0,35 \cdot 10^{-3} \approx 9,2 \text{ кА}.$$

Согласно исходным данным, амплитуда тока перегрузки составляет 7280 А, поэтому выбранный тип фототиристоров и охладителей способен выдержать данное значение тока без повреждений.

Количество последовательно включенных полупроводниковых приборов в одной фазе выключателя определяем по выражению (5.3):

$$N_{\text{посл}}^{12} = \frac{13700}{6000 \cdot 0,9} + 1 + c = 4.$$

Таким образом, для главных цепей одного расщепленного фидерного выключателя постоянного тока на напряжение 12 кВ для ТП с УВ потребуется:

$$N_{\text{общ}}^{12} = 4 \cdot 3 = 12 \text{ фототиристоров } T\Phi 183-2000-60 \text{ с охладителями } O193.$$

## **2 Бесконтактный выключатель на напряжение 24 кВ**

При номинальном токе фидерного выключателя 625 А, максимальный расчетный длительный ток каждой фазы (плеча) бесконтактного выключателя составит  $I_{TAV}^{24} = \frac{625}{3} \approx 210 \text{ А}$ .

Применим фототиристоры *TΦ273-1000-62* с охладителями *O273* и принудительным отводом тепла. Параметры данных приборов следующие [96-99]:

$U_{T(TO)} = 1,2 \text{ В}; r_T = 0,55 \text{ мОм}; T_{j\max} = 120^\circ \text{С}; R_{thjc} = 0,012^\circ \text{С} / \text{Вт}; R_{thch} = 0,003^\circ \text{С} / \text{Вт};$   
 $R_{thha} = 0,055^\circ \text{С} / \text{Вт}; k_\phi = 1,73$  (для двенадцатипульсовой мостовой выпрямления);  
 угол проводимости  $120^\circ$ ; температура охлаждающей среды  $T_a = 40^\circ \text{С}$ .

Определим тепловое сопротивление «полупроводниковая структура – охлаждающая среда»:

$$R_{thja} = R_{thjc} + R_{thch} + R_{thha} = 0,012 + 0,003 + 0,055 = 0,07^\circ \text{С} / \text{Вт}.$$

Максимально допустимый длительный ток фототиристора находим по формуле (5.1):

$$I_{TAV\max}^{24} = \frac{\sqrt{1,2^2 + 4 \cdot 1,73^2 \cdot 0,55 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{120 - 40}{0,07}} - 1,2}{2 \cdot 1,73^2 \cdot 0,55 \cdot 10^{-3}} \approx 545 \text{ А}.$$

Найденное значение предельного длительного тока фототиристора больше номинального тока  $210 \text{ А}$ , поэтому данный фототиристор может быть использован для фидерного выключателя.

Теперь проверим данный фототиристор на перегрузочную способность принятым циклом  $O-5-BO-5-BO$ .

Пусть предварительная загрузка главных фототиристорov выключателя до момента КЗ составляет  $I_{T(80\%)}^{24} = 0,8 \cdot I_{TAV}^{24} = 0,8 \cdot 210 = 168 \text{ А}$ .

Определяем мощность потерь и температуру полупроводниковой структуры до момента перегрузки:

$$P_{T(80\%)}^{24} = 1,2 \cdot 168 + 1,73^2 \cdot 0,55 \cdot 10^{-3} \cdot 168^2 = 248,1 \text{ Вт},$$

$$T_{j(80\%)}^{24} = 40 + 0,07 \cdot 248,1 = 57,3^\circ \text{С}.$$

Допустимая амплитуда тока перегрузки фототиристорov расчетным циклом  $O-5-BO-5-BO$  с учетом времени протекания каждого импульса тока КЗ не более  $11 \text{ мс}$  определяется согласно выражению (5.2):

$$I_{T(OV)}^{24} = \frac{\sqrt{1,2^2 + 4 \cdot 0,55 \cdot 10^{-3} \cdot \left( \frac{120 - 57,3 - 248,1 \cdot 0,04}{\frac{0,011}{5} \cdot 0,04 + \left(1 - \frac{0,011}{5}\right) \cdot 0,01 - 0,009 + 0,0015} \right) - 1,2}}{2 \cdot 0,55 \cdot 10^{-3}} \approx 6,4 \text{ кА}.$$

Согласно исходным данным, амплитуда тока перегрузки составляет 6130 А, поэтому выбранный тип фототиристоров и охладителей способен выдержать данное значение тока без повреждений.

Количество последовательно включенных полупроводниковых приборов в одной фазе выключателя определяем по выражению (5.3):

$$N_{\text{посл}}^{24} = \frac{27600}{6200 \cdot 0,9} + 1 + c = 7.$$

Таким образом, для главных цепей одного расщепленного фидерного выключателя постоянного тока на напряжение 12 кВ для ТП с УВ потребуется:

$$N_{\text{общ}}^{24} = 7 \cdot 1 \cdot 3 = 21 \text{ фототиристор } T\Phi 273-1000-62 \text{ с охладителями } O273.$$

## ПРИЛОЖЕНИЕ 7

(справочное)

### Выбор диодов и резисторов разрядного устройства выключателя схемы с УВ

#### 1 Бесконтактный выключатель на напряжение 12 кВ

Применим диоды Д453-1250-52 и охладители О153 с естественным отводом тепла. Параметры данных приборов следующие [96, 100]:  $U_{T(TO)} = 0,95 \text{ В}$ ;  $r_T = 0,4 \text{ мОм}$ ;  $T_{j\max} = 150^\circ \text{С}$ ;  $R_{thc} = 0,018^\circ \text{С/Вт}$ ;  $R_{thch} = 0,004^\circ \text{С/Вт}$ ;  $R_{thha} = 0,28^\circ \text{С/Вт}$ ; температура охлаждающей среды  $T_a = 40^\circ \text{С}$ ; ударный ток данного диода в открытом состоянии  $I_{FSM} = 18 \text{ кА}$ .

По формуле (5.2), подставляя параметры диода с охладителем, найдем предельный ток перегрузки циклом О-5-ВО-5-ВО диодного разрядного устройства выключателя напряжением 12 кВ:

$$I_{F(OV)}^{12} = \frac{\sqrt{0,95^2 + 4 \cdot 0,4 \cdot 10^{-3} \cdot \left( \frac{0,057}{2} \cdot 0,057 + \left( 1 - \frac{0,057}{2} \right) \cdot 0,021 - 0,02 + 0,003 \right)} \cdot 0,95}{2 \cdot 0,4 \cdot 10^{-3}} \approx 6,8 \text{ кА}.$$

Расчет показывает, что данный тип диодов способен выдержать перегрузку расчетной серией импульсов тока с амплитудой 6400 А.

По формуле (5.3) найдем количество последовательно включенных диодов разрядного устройства с учетом максимального перенапряжения:

$$N_{\text{посл}}^{12} = \frac{13700}{5200 \cdot 0,9} + 1 + c = 4.$$

Определим количество резисторов РК273 для разрядного сопротивления ДРУ. При сопротивлении  $R_{\text{ДРУ}} = 1 \text{ Ом}$  мощность резисторов составит:

$$P_{\text{ДРУ}}^{12} = (1852)^2 \cdot 1 = 3430 \text{ кВт} \quad \text{— для ДРУ выключателя напряжением 12 кВ.}$$

Полагая, что в кратковременном режиме один резистор способен рассеять 112,5 кВт мощности, для ДРУ сопротивлением 1 Ом выключателя на 12 кВ, с учетом запаса по мощности, потребуется 3 колонки по 15 резисторов РК273 но-

миналом в 0,2 Ом. В сумме, при расчетном цикле работы, они способны поглотить энергию мощностью до 5062 кВт.

## 2 Бесконтактный выключатель на напряжение 24 кВ

Применим диоды Д453-1250-52 и охладители О153 с естественным отводом тепла. Параметры данных приборов следующие:  $U_{T(TO)} = 0,95 \text{ В}$ ;  $r_T = 0,4 \text{ мОм}$ ;  $T_{j\max} = 150^\circ \text{С}$ ;  $R_{thjc} = 0,018^\circ \text{С / Вт}$ ;  $R_{thch} = 0,004^\circ \text{С / Вт}$ ;  $R_{thha} = 0,28^\circ \text{С / Вт}$ ; температура охлаждающей среды  $T_a = 40^\circ \text{С}$ ; ударный ток данного диода в открытом состоянии  $I_{FSM} = 18 \text{ кА}$ .

По формуле (5.2), подставляя параметры диода с охладителем, найдем предельный ток перегрузки ДРУ циклом О-5-ВО-5-ВО:

$$I_{F(OV)}^{24} = \frac{\sqrt{0,95^2 + 4 \cdot 0,4 \cdot 10^{-3} \cdot \left( \frac{150 - 40}{\frac{0,098}{2} \cdot 0,03 + \left(1 - \frac{0,098}{2}\right) \cdot 0,025 - 0,02 + 0,004} \right)} - 0,95}{2 \cdot 0,4 \cdot 10^{-3}} \approx 4,4 \text{ кА}.$$

Расчет показывает, что данный тип диодов способен выдержать перегрузку расчетной серией импульсов тока с амплитудой 4200 А.

По формуле (5.3) найдем количество последовательно включенных диодов разрядного устройства с учетом максимального перенапряжения:

$$N_{\text{посл}}^{24} = \frac{27600}{6200 \cdot 0,9} + 1 + c = 6.$$

Определим количество резисторов РК273 для разрядного сопротивления ДРУ. При сопротивлении  $R_{\text{ДРУ}} = 1 \text{ Ом}$  мощность резисторов составит:

$$P_{\text{ДРУ}}^{24} = (1360)^2 \cdot 1 = 1850 \text{ кВт} \quad \text{— для ДРУ выключателя напряжением 24 кВ.}$$

Исходя из этого, для ДРУ выключателя на 24 кВ можно использовать решение, предложенное для схемы с НУВ – две параллельные колонки по 10 резисторов РК273 номиналом 0,2 Ом, которые смогут рассеять энергию мощностью до 2250 кВт.

## ПРИЛОЖЕНИЕ 8

(справочное)

### Сравнение экономической эффективности преобразовательно-распределительных устройств с НУВ и УВ

Для сравнения экономической эффективности рассматриваемых устройств, необходимо сперва определить капитальные затраты по обоим вариантам. При этом в капитальные затраты будут включены только оборудование самих преобразовательно-распределительных устройств с бесконтактными фидерными выключателями. Это объясняется тем, что затраты на остальное оборудование ТП будут одинаковыми для обоих вариантов.

Ниже в таблицах П8.1 и П8.2 приведены капитальные затраты на преобразовательно-распределительным устройства на напряжение 13,2 кВ, соответственно с НУВ и УВ. В каждой схеме установлено по два выпрямителя мощностью 20 МВт и шесть бесконтактных фидерных выключателей.

Будем полагать, что нормативный срок службы, с учетом своевременного обслуживания оборудования составляет для обоих вариантов 25 лет.

Тогда амортизационные отчисления составят соответственно:

$$A_{НУВ} = \frac{K_{НУВ}}{T_{СЛ\ НУВ}} = \frac{43287,78}{25} = 1731,5 \text{ тыс. руб. / год} \text{ – для устройства с НУВ;}$$

$$A_{УВ} = \frac{K_{УВ}}{T_{СЛ\ УВ}} = \frac{63926,16}{25} = 2557,05 \text{ тыс. руб. / год} \text{ – для устройства с УВ.}$$

Из-за более сложной конструкции фидерных выключателей (большее количество полупроводниковых приборов и наличие блока принудительной коммутации) предположим что, эксплуатационные расходы варианта с НУВ будут составлять 5% от капитальных затрат, а варианта с УВ – 1%.

Тогда себестоимость обслуживания с учетом амортизационных отчислений схем составит:

$$C_{НУВ} = 0,05 \cdot 43287,78 + 1732,51 = 3895,9 \text{ тыс. руб / год} \text{ – для схемы с НУВ;}$$

$$C_{УВ} = 0,01 \cdot 63926,16 + 2557 = 3196,3 \text{ тыс. руб / год} \text{ – для схемы с УВ.}$$

Таблица П8.1 – Капитальные затраты на преобразовательно-распределительное устройство с НУВ

<i>Выпрямитель</i>						
Аналог	Цена аналога за ед., тыс. руб.	Цена одного выпрямителя, с учетом схемы тыс. руб.*		Кол-во на ТП	Итого тыс. руб.	
<i>МТВ-В-6-3,15к-3,3к-У1</i>	10704,45	16056,96		2	32113,38	
<i>Фидерный выключатель</i>						
Элементы	Цена за ед., тыс. руб.	Кол-во,	Цена, общ. тыс. руб.	Стоимость выкл.	Кол-во на ТП	Итого
Тиристор <i>ТБИ873-1600-40</i>	16,2	21	340,2	1860,9	6	11165,4
Охладитель <i>RFP-S08B-505A</i>	11,8	21	247,8			
Конденсатор <i>КПИ-35-10</i>	56,6	1	56,6			
Тиристор <i>ТБИ353-800-34</i>	9,36	12	112,32			
Охладитель <i>RFP-S03B-356</i>	5,46	12	65,52			
Диод <i>Д333-500-60</i>	2,9	9	26,1			
Охладитель <i>О143</i>	1,7	9	15,3			
Блок варисторов <i>ЭПН 4/100-2</i>	43	4	172			
Диод <i>Д212-10-16</i>	0,3	12	3,6			
Охладитель <i>О111</i>	0,1	12	1,2			
Трансформатор <i>ОЛС-1,25/10</i>	20,8	1	20,8			
Диод <i>Д243-630-52</i>	7,6	5	38			
Охладитель <i>RFP-S03B-356</i>	5,46	5	27,3			
Резистор <i>РК273</i>	9,4	20	188			
Охладитель <i>RFP-S08B-505A</i>	11,8	20	236			
<i>Общие затраты по варианту</i>						<b>43287,78</b>

\* – цена, полученная из стоимости аналога путем ее снижения в 2 раза (по мощности), увеличения в 4 раза (по напряжению), а затем снижения на 25% (с учетом схемы).

Таблица П8.2 – Капитальные затраты на преобразовательно-распределительное устройство с УВ

<i>Выпрямитель управляемый</i>						
Аналог	Цена аналога за ед., тыс. руб.	Цена одного выпрямителя, с учетом схемы* тыс. руб.		Кол-во на ТП	Итого тыс. руб.	
<i>МТВ-И-6-1,6к-3,8-У1</i>	9534,4	28603,2		2	57206,4	
<i>Фидерный выключатель</i>						
Элементы	Цена за ед., тыс. руб.	Кол-во,	Цена, общ. тыс. руб.	Стоимость выкл.	Кол-во на ТП	Итого
Фототиристор <i>ТФ183-2000-60</i>	25,2	12	302,4	1119,96	6	6719,76
Охладитель <i>RFP-S08B-505A</i>	11,8	12	141,6			
Диод <i>Д453-1250-65</i>	7,6	5	38			
Охладитель <i>RFP-S03B-356</i>	5,46	5	27,3			
Резистор <i>РК273</i>	9,4	20	188			
Охладитель <i>RFP-S08B-505A</i>	11,8	20	236			
<i>Общие затраты по варианту</i>						<b>63926,16</b>

\* – цена, полученная из стоимости аналога путем ее увеличения в 4 раза (по напряжению), а затем снижения на 25% (с учетом схемы).

Видно, что капитальные затраты на схему с УВ выше за счет большей стоимости самого выпрямителя, однако обслуживание схемы значительно дешевле (принято в 5 раз), что объясняется, главным образом, более простой конструкцией фидерных выключателей.

Определим срок окупаемости схемы с УВ по формуле (6.1):

$$T_{\text{ФАКТ}} = \frac{63926,16 - 43287,78}{3895,9 - 3196,3} = 29,5 \text{ лет.}$$

Фактический срок окупаемости оказался выше не только срока нормативного значения *6,7 лет*, но и расчетного срока службы устройств, поэтому менее капиталоёмкий вариант схемы с НУВ оказался экономически более выгодным.

Годовой экономический эффект определим сопоставляя приведенные затраты по каждому варианту.

По формуле (6.2) находим приведенные затраты по каждому варианту;

$$C_{\text{ПР НУВ}} = 3895,9 + 0,15 \cdot 43287,78 = 10389,1 \text{ руб./год} - \text{ для схемы с НУВ};$$

$$C_{\text{ПР УВ}} = 3196,3 + 0,15 \cdot 63926,16 = 12785,2 \text{ руб./год} - \text{ для схемы с УВ}.$$

Если за базовый вариант принять схему с УВ, то годовой экономический эффект, от применения схемы с НУВ составит:

$$\Delta \mathcal{E}_{\text{ПР}} = 12785,2 - 10389,1 = 2396,1 \text{ тыс. руб / год} .$$