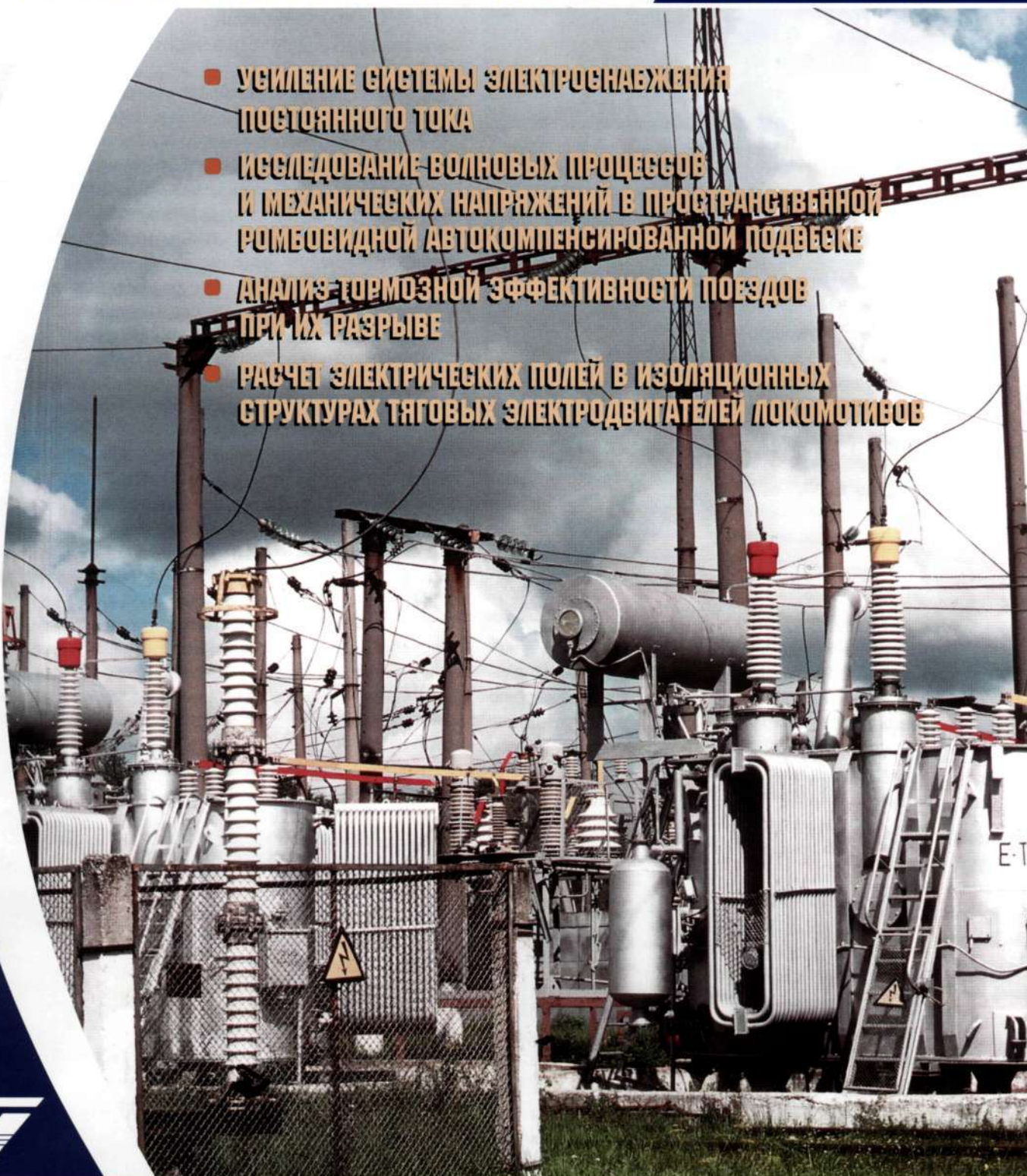


ТРАНСПОРТ

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

УРАЛА

- УСИЛЕНИЕ СИСТЕМЫ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ПОСТОЯННОГО ТОКА
- ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЛНОВЫХ ПРОЦЕССОВ И МЕХАНИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ В ПРОСТРАНСТВЕННОЙ РЕМЕОВИДНОЙ АВТОКОМПЕНСИРОВАННОЙ ПОДВЕСКЕ
- АНАЛИЗ ТОРМОЗНОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПОЕЗДОВ ПРИ ИХ РАЗРЫВЕ
- РАСЧЕТ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПОЛЕЙ В ИЗОЛЯЦИОННЫХ СТРУКТУРАХ ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ ЛОКОМОТИВОВ




ТУ

ТЕМА НОМЕРА:


ВНЕШНИЕ И ОГРАНИЧИТЕЛЬНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ 12- И 24- ПУЛЬСОВЫХ ИНВЕРТОРНЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ТЯГОВЫХ ПОДСТАНЦИЙ

ОСНОВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ НАУЧНЫХ ИССЛЕДОВАНИЙ


КАФЕДР ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОГО ФАКУЛЬТЕТА УРГУПС




Совершенствование тормозных систем и повышение уровня реализуемого сцепления колес и рельсов;




Расчет электрических полей в сложносоставных изоляциях тяговых электродвигателей;




Разработка автоматической системы контроля состояния колесных пар с прогнозированием остаточного ресурса;




Совершенствование выпрямительно-инверторных преобразователей и микропроцессорных контроллеров управления диагностики и защиты;




Создание системы технического обслуживания и проектирования устройств электроснабжения железных дорог;




Разработка устройств по удалению гололеда с двойных контактных проводов импульсно-резонансным методом;




Внедрение методов диагностики и контроля состояния электрической изоляции в устройствах электроснабжения 6 ... 10 кВ;



Разработка диагностических моделей преобразователей тяговых подстанций и технических средств их диагностики;



Внедрение в устройства электроснабжения СЦБ трансформаторов с литой изоляцией;



Разработка методов автоматического контроля износа контактных проводов.

РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ

1 Ефимов Александр Васильевич — главный редактор, ректор УрГУПС.

2 Сай Василий Михайлович — зам. главного редактора, проректор по научной работе (УрГУПС).

3 Асадченко Виталий Романович — зам. главного редактора, д.т.н., профессор (УрГУПС).

4 Силуков Юрий Дмитриевич — д.т.н., профессор (УГЛУ).

5 Багин Юрий Иванович — д.т.н., профессор (УГУ-УПИ).

6 Урманов Рифат Нурович — д.т.н., профессор (УрГУПС).

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

1 Аккерман Геннадий Львович — д.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

2 Александров Александр Эрнстович — к.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

3 Антропов Владимир Алексеевич — д.э.н., УрГУПС (Екатеринбург)

4 Аржанников Борис Алексеевич — д.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

5 Афанасьев Анатолий Ильич — д.т.н., УГТУ (Екатеринбург)

6 Бачурин Николай Сергеевич — д.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

7 Баутин Сергей Петрович — д.ф.-м.н., УрГУПС (Екатеринбург)

8 Галкин Александр Геннадьевич — д.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

9 Глушко Марат Иванович — д.т.н., УО ВНИИЖТ (Екатеринбург)

11 Готлиб Борис Михайлович — д.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

12 Грицык Валерий Иванович — д.т.н., РГУПС (Ростов-на-Дону)

13 Ковалев Рудольф Николаевич — д.т.н., УГЛУ (Екатеринбург)

14 Козлов Петр Алексеевич — д.т.н., ЗАО «Транспортный алгоритм» (Москва)

15 Коротаев Владимир Николаевич — д.т.н., ПГТУ (Пермь)

16 Коркунова Ольга Владимировна — к.ф.н., УрГУПС (Екатеринбург)

17 Кузнецов Константин Борисович — д.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

18 Лапшин Василий Федорович — д.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

19 Наговицын Виктор Степанович — к.т.н. (Москва)

20 Павлюков Александр Эдуардович — д.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

21 Паршин Анатолий Васильевич — к.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

22 Пикалин Юрий Анатольевич — д.э.н. (Свердловская железная дорога)

23 Попов Валерий Евгеньевич — д.т.н., НПП «Спектр» (Екатеринбург)

24 Рачек Светлана Витальевна — д.э.н., УрГУПС (Екатеринбург)

25 Резник Леонид Григорьевич — д.т.н., ТГНГУ (Тюмень)

26 Самуйлов Валерий Михайлович — д.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

27 Сергеев Борис Сергеевич — д.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

28 Скоробогатов Семен Макеевич — д.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

29 Смольянинов Александр Васильевич — д.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

30 Ставров Адольф Павлович — д.т.н., ЮУрГУ (Челябинск)

31 Тимофеева Галина Адольфовна — д.ф.-м.н., УрГУПС (Екатеринбург)

32 Умняшкин Владимир Алексеевич — д.т.н., УДГУ (Ижевск)

33 Федотова Татьяна Николаевна — к.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

34 Ялышев Юрий Иванович — д.ф.-м.н., УрГУПС (Екатеринбург)

35 Яровой Юрий Иванович — д.т.н., УрГУПС (Екатеринбург)

Выпускающий редактор — Неверова Людмила Васильевна.

Контактные телефоны: (343) 373-07-41, 245-31-88

www.usurt.ru/ru/science

В НОМЕРЕ

К 50-ЛЕТИЮ УрГУПС.

ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИЙ ФАКУЛЬТЕТ

ТЯГОВЫЕ ПОДСТАНЦИИ

Аржанников Б.А., Немытых Л.Н. / УСИЛЕНИЕ СИСТЕМЫ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ПОСТОЯННОГО ТОКА

2

Ефимов А.В., Галкин А.Г. / ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЛНОВЫХ ПРОЦЕССОВ И МЕХАНИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ В ПРОСТРАНСТВЕННОЙ РОМБОВИДНОЙ АВТОКОМПЕНСИРОВАННОЙ ПОДВЕСКЕ

9

Сухогузов А.П., Косяков А.А. / ИМИТАЦИОННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЧАСТИЧНОЙ ИОНИЗАЦИИ ИЗОЛЯЦИИ ВЫСОКОВОЛЬТНОГО ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЯ ТЯГОВЫХ ПОДСТАНЦИЙ

20

Неугодников Ю.П. / ВНЕШНИЕ И ОГРАНИЧИТЕЛЬНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ 12- И 24-ПУЛЬСОВЫХ ИНВЕРТОРНЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ТЯГОВЫХ ПОДСТАНЦИЙ

28

Забытые имена. ЧЕВКИН К. В.

38

ПОДВИЖНОЙ СОСТАВ И ТЯГА ПОЕЗДОВ

Асадченко В.Р. / АНАЛИЗ ТОРМОЗНОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПОЕЗДОВ ПРИ ИХ РАЗРЫВЕ

39

Сулейманов Р.Я. / ПРОТИВОБОКСОВАЯ ЗАЩИТА ПРИ ИМПУЛЬСНОМ АВТОМАТИЧЕСКОМ РЕГУЛИРОВАНИИ ТЯГОВОГО ПРИВОДА

45

Дурандин М.Г. / РАСЧЕТ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПОЛЕЙ В ИЗОЛЯЦИОННЫХ СТРУКТУРАХ

50

Якушев А. Я., Викулов И. П. / СПОСОБЫ РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ РЕГУЛЯТОРОВ ТОКА РЕКУПЕРАЦИИ МИКРОПРОЦЕССОРНОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ОПЫТНОГО ЭЛЕКТРОПОЕЗДА С ЗОННО-ФАЗОВЫМ РЕГУЛИРОВАНИЕМ НАПРЯЖЕНИЯ

57

Фишбейн Л.А., Авксентьева Е. И. / ЧИСЛЕННЫЙ РАСЧЕТ ПРОСТРАНСТВЕННОГО РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ КОЛЕСА В ПРОЦЕССЕ ЭКСТРЕННОГО ТОРМОЖЕНИЯ

67

АВТОМОБИЛЬНЫЙ ТРАНСПОРТ

Ковалев Р.Н., Боярский С.Н. / МОДЕЛИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ЗОНЫ ВЛИЯНИЯ НА ПЕРЕСЕЧЕНИЯХ АВТОМОБИЛЬНЫХ ДОРОГ В ОДНОМ УРОВНЕ

76

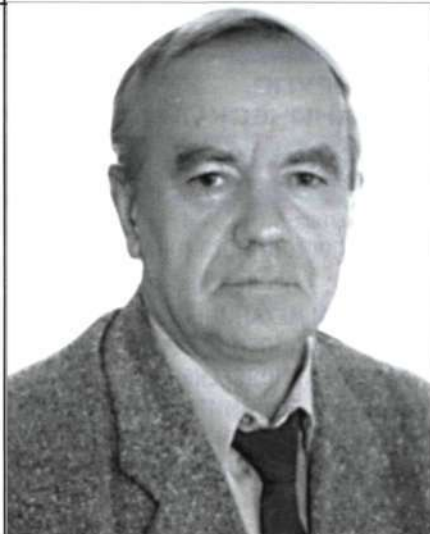
Царииков А.А. / СТАДИЙНОЕ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ОРГАНИЗАЦИИ ДВИЖЕНИЯ ПРИ ВЫПОЛНЕНИИ ПРАВЫХ ПОВОРОТОВ НА РЕГУЛИРУЕМЫХ ПЕРЕСЕЧЕНИЯХ

79

Салахутдинов Ш.А., Чашин Н.И., Воронцова Т.Е. / АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ПАРАМЕТРОВ РЕЛЬСОВОГО КРАНОВОГО ПУТИ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ОПОРНОЙ РЕАКЦИИ

84

УСИЛЕНИЕ СИСТЕМЫ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ПОСТОЯННОГО ТОКА



Борис Алексеевич Аржанников,
д.т.н, профессор (УрГУПС)



Леонид Николаевич Немытых, начальник
службы электрификации и электроснабжения Свердловской ж.д. — филиала
ОАО «РЖД»

Увеличивающийся объем перевозок на железных дорогах приводит к необходимости увеличения их провозной способности.

Для достижения этой цели внедряются мероприятия по увеличению скоростей движения и весовых норм поездов, создаются новые электровагоны большей мощности.

На существующих участках, электрифицированных на постоянном токе 3,0 кВ, устройства электроснабжения нередко ограничивают провозную способность. Эти ограничения обуславливаются значительным снижением напряжения на токоприемнике электровагона, что приводит либо к потере скорости движения поезда, либо к перегреву проводов контактной сети, вызывающему потерю их механической прочности.

Все это, а также значительные потери энергии в контактной сети обязывают службы эксплуатации применять ряд мер, улучшающих технико-экономические показатели работы системы электроснабжения тяги и всего электрифицированного участка.

Основными вариантами усиления, применяемыми в условиях эксплуатации, являются: строительство пунктов параллельного соединения, применение мощных двенадцатипульсовых преобразовательных агрегатов, увеличение сечения контактной подвески и введение устройств регулирования напряжения на тяговых подстанциях [1].

На длинных межподстанционных зонах грузонапряженных участков увеличение сечения контактной сети

не дает нужного эффекта. На межподстанционных зонах протяженностью более 25 км даже введение автоматического регулирования вплоть до максимального напряжения на тяговых подстанциях 3700 В не обеспечивает номинального напряжения на электровагонах 3000 В. То есть в ряде случаев не спасает положения и внедрение системы регулирования напряжения.

В этих случаях приходится идти на деление зон путем сооружения промежуточных дополнительных двухагрегатных тяговых подстанций.

Принимая во внимание, что устройствам электроснабжения, как правило, не требуется дополнительная агрегатная мощность, а лишь подпитка контактной сети, возможны следующие варианты передачи электрической энергии по линии электропередачи (ЛЭП) на переменном или на постоянном токе.

Первый вариант усиления основан на передаче электрической энергии повышенного напряжения переменного тока на одноагрегатную тяговую подстанцию, на которой производится преобразование повышенного напряжения переменного тока в напряжение 3 кВ постоянного тока [2].

Второй вариант использует систему передачи электрической энергии постоянного тока с помощью фидера повышенного напряжения 6,6 кВ. Этот вариант был реализован в системе электроснабжения постоянного тока 3 кВ [3] в 1971 г. с использованием существовавшей в то время элементной базы.

Дополнительное питание контактной сети производится от блока подпитки, установленного на фидерной зоне и подключенного усиливающим проводом к преобразовательному агрегату повышенного напряжения 6 кВ на соседней тяговой подстанции. В настоящее время этот способ усиления системы тягового электроснабжения выполнен на современной элементной базе [4].

По первому варианту усиления актуальным вопросом является выбор питающего напряжения для одноагрегатной подстанции, который должен решаться в каждом конкретном случае в зависимости от сложности подключения к существующим источникам.

Вариант электроснабжения на 110 кВ значительно усложняет конструкцию тяговой подстанции. Появляются ОРУ-110 кВ, головной трансформатор 110/10 кВ и распределительное устройство 10 кВ.

Однако, если иметь в виду что тяговая подстанция должна быть комплектной с минимальным объемом строительных работ и что такая подстанция предназначена лишь для повышения эффективности работы контактной сети (увеличение напряжения на электро-

возе, уменьшение потерь энергии в контактной сети), следует считать варианты на 10 и 35 кВ более предпочтительными.

Напряжение 10 (35) кВ подается в ЛЭП от распределительного устройства РУ-10 (ОРУ-35) соседней тяговой подстанции.

Схемы подключения к ЛЭП оборудования на смежной и на одноагрегатной тяговых подстанциях приведены на рис. 1.

Подвеску проводов ЛЭП-35 кВ целесообразно выполнить по отдельной трассе с использованием в качестве опорных конструкций опор контактной сети или одноцепных унифицированных железобетонных опор ВЛ-35 кВ.

Подвеску проводов ЛЭП-10 кВ можно выполнить на опорах существующей контактной сети с использованием конструкций линии продольного электроснабжения ПЭС-10. Другим, более рациональным вариантом является использование стоек существующей линии питания устройств автоблокировки ВЛ СЦБ при переводе питания этих устройств от контактной сети через преобразователи напряжения 3,0 кВ постоянного тока в напряжение 0,22 кВ переменного тока [5].

Выбор питающего напряжения, конструктивного исполнения ЛЭП и мощности одноагрегатной подстанции решается в зависимости от конкретных требований и условий. Однако можно утверждать, что одноагрегатная подстанция с типовой мощностью

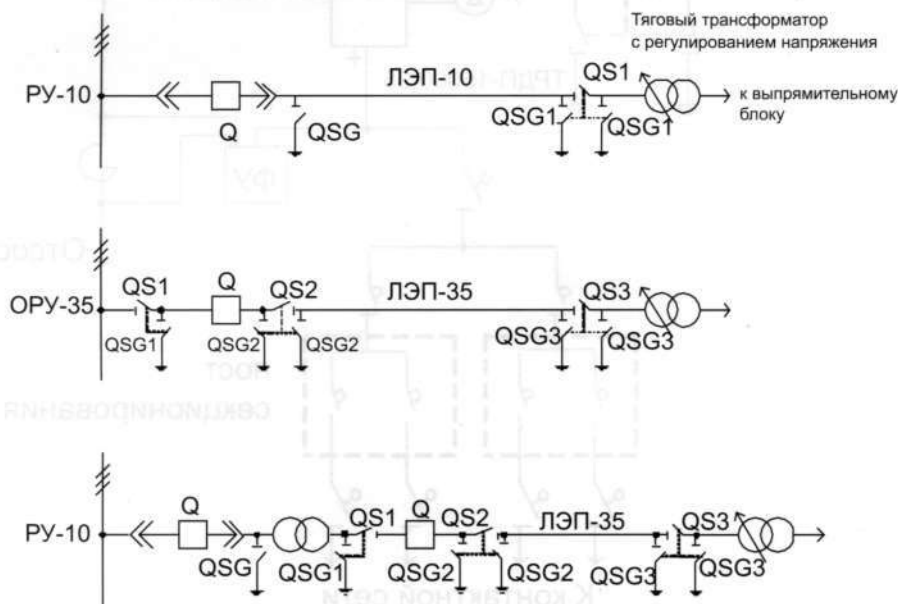


Рисунок 1 — Схемы питания одноагрегатной тяговой подстанции

преобразовательного трансформатора 6300 кВЧА может быть запитана по ЛЭП-10 или ЛЭП-35, а с мощностью 16000 кВЧА – по ЛЭП-35 кВ.

Проектным институтом Уралгипротранс с участием службы электрификации и электроснабжения Свердловской ж.д. в 1990 г. разработан рабочий проект комплектной регулируемой телеуправляемой одноагрегатной тяговой подстанции.

Тяговая подстанция спроектирована с полным комплектом устройств автоматического бесконтактного регулирования напряжения. Подключение подстанции предусмотрено через разъединитель РНДЗ-35/1000ХЛ1 с приводом ПР-ХЛ1 (рис. 2).

Максимальная токовая защита ЛЭП-35, преобразовательного агрегата и распределительного устройства 3,3 кВ предусмотрена на питающем конце линии.

Подключение агрегата к распределительному устройству 3,3 кВ предусмотрено через разъединители. В качестве распределительного устройства 3,3 кВ принят комплектный пост секционирования заводского изготовления с питанием контактной сети по четырехфидерной схеме для двухпутного участка и по двухфидерной схеме для однопутного участка.

При отключении линии 35 кВ подстанция переходит в режим работы поста секционирования.

В проекте использованы преобразовательный трансформатор ТРДП-16000/35 ЖУ1, реактор РТДП-6300/35 ЖУ1 и шкаф управления ШАУН-5.

Компоновка подстанции предусматривает максимальное уплотнение всех элементов (рис. 3). Все оборудование подстанции размещается в камерах заводского изготовления, полностью комплектуется на заводе и завозится на площадку в виде готовых блоков.

Другим вариантом усиления системы электроснабжения 3,0 кВ является блок преобразования повышенного напряжения ППН-6. На соседней (рис. 4) тяговой подстанции дополнительно устанавливается специальный преобразовательный агрегат с выходным напряжением постоянного тока 6,6 кВ, передаваемым по проводу 2А-185 к месту установки ППН-6.

Преобразовательный агрегат со стороны переменного тока подключается к РУ-10 или ОРУ-35 кВ, а со стороны постоянного тока — к РУ-6,6 кВ через разъединители и быстродействующий автомат на 6,6 кВ с установкой индивидуальных фильтр-устройств и реактора в отсасывающей рельсовой цепи.

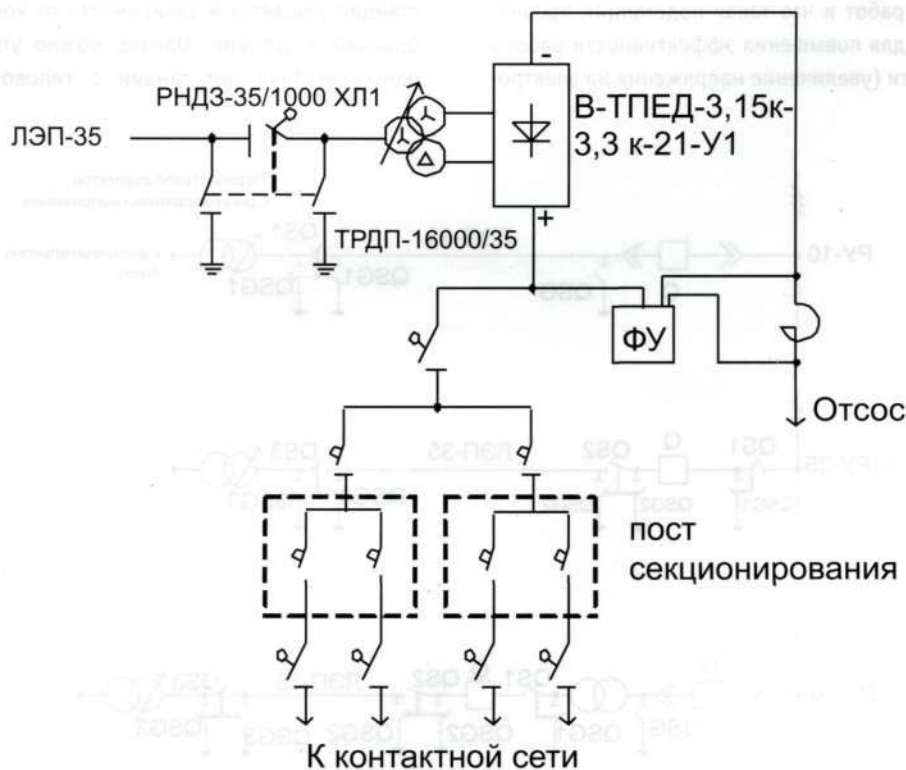


Рисунок 2 — Однолинейная схема одноагрегатной тяговой подстанции

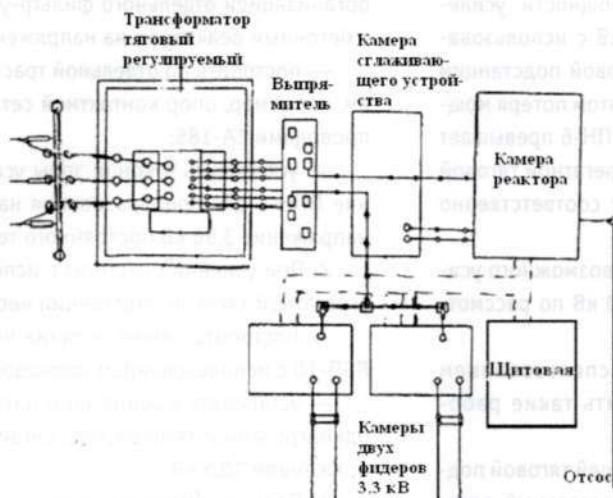


Рисунок 3 — Компоновка оборудования подстанции

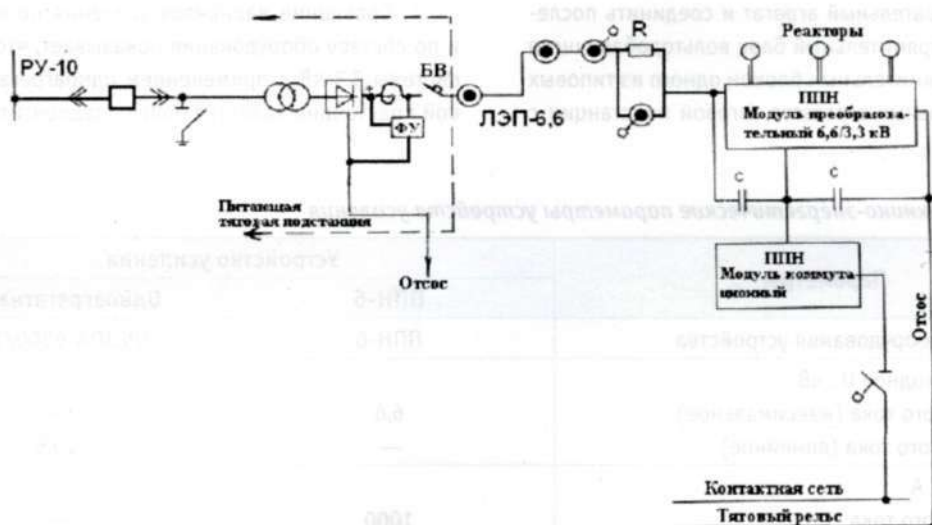


Рисунок 4 — Однолинейная схема подключения контактной сети через блок ППН-6

Возможна другая схема получения напряжения 6,6 кВ постоянного тока. На соседней тяговой подстанции к одному из преобразовательных агрегатов подключается последовательно вольтодобавочный преобразовательный агрегат с организацией отдельного РУ-6,6 кВ (рис. 5).

Основные технические параметры и внешние характеристики ППН-6 приведены в табл. 1 и на рис. 6.

В табл. 2 представлены сравнительные технико-энергетические показатели усиления системы электроснабжения 3,0 кВ однопутного участка протяженностью 13,2 км с использованием блока усиления ППН-6 или с использованием комплектной одноагрегатной регулируемой тяговой подстанции.

В схеме питания одноагрегатной тяговой подстанции используется ЛЭП-10 с проводами АС-95, а в схеме питания блока ППН-6 применяется провод 2А-185.

Из анализа табл. 2 следует, что мощности усиления системы электроснабжения 3,0 кВ с использованием ППН-6 или одноагрегатной тяговой подстанции практически одинаковы. Однако при этом потеря мощности в системе усиления с блоком ППН-6 превышает потерю мощности в системе с одноагрегатной тяговой подстанцией в 2,9 раза и составляет соответственно 1550 и 530 кВт.

В результате анализа материалов возможного усиления системы электроснабжения 3,0 кВ по рассмотренным двум вариантам следует.

1. При усилении системы с использованием блока ППН-6 необходимо выполнить такие работы:

— установить на соседней питающей тяговой подстанции дополнительный преобразовательный агрегат с первичным напряжением 10 (35) кВ, мощностью 6600 кВт и выходным напряжением 6,6 кВ постоянного тока или установить дополнительный вольтодобавочный преобразовательный агрегат и соединить последовательно выпрямительный блок вольтодобавочного агрегата с выпрямительным блоком одного из типовых преобразовательных агрегатов тяговой подстанции с

организацией отдельного фильтр-устройства и отсоса с бетонным реактором на напряжение 6,6 кВ;

— построить по отдельной трассе с использованием, например, опор контактной сети линию питания с проводами 2А-185;

— установить в конце зоны усиления оборудование ППН-6 для преобразования напряжения 6,6 кВ в напряжение 3,56 кВ постоянного тока.

2. При усилении системы с использованием одноагрегатной тяговой подстанции необходимо:

— построить линию питания по отдельной трассе ЛЭП-10 с использованием проводов 3хАС-95;

— установить в конце зоны питания оборудование одноагрегатной тяговой подстанции с первичным напряжением 10,5 кВ.

3. Полные потери мощности на зоне длиной 13,2 км при передаче номинальной мощности по линиям электропередачи устройств усиления составляют при ППН-6,6150 кВт, а при ОТП – 530 кВт (меньше в 2,9 раза).

4. Сравнение вариантов усиления по количеству и по составу оборудования показывает, что усиление системы 3,3 кВ с применением одноагрегатной тяговой подстанции является более предпочтительным.

Таблица 1 — Техничко-энергетические параметры устройств усиления

| Параметры | Устройство усиления | |
|----------------------------------------------------------|---------------------|-------------------|
| | ППН-6 | Одноагрегатная ТП |
| Тип силового оборудования устройства | ППН-6 | ТРСЗПА-6300/10,5 |
| Напряжение входное $U_{\text{в}}$, кВ | | |
| - постоянного тока (максимальное) | 6,6 | — |
| - переменного тока (линейное) | — | 10,5 |
| Ток входной $I_{\text{в}}$, А | | |
| - постоянного тока | 1000 | — |
| - переменного тока | — | 314 |
| Мощность входная | | |
| - постоянного тока, кВт | 6600 | — |
| - переменного тока (кажущаяся), кВт | — | 5710 |
| - переменного тока (активная), кВт | — | 5480 |
| Мощность выходная номинальная $P_{\text{дн}}$, кВт | 6000 | 5400 |
| Ток выпрямленный номинальный $I_{\text{дн}}$, А | 1685 | 1500 |
| Ток выпрямленный максимальный $I_{\text{дм}}$, А | 2000 | 1500 |
| Напряжение выходное стабилизированное $U_{\text{д}}$, В | | |
| | 3560 | 3600 |
| | | 3400 |
| | | 3200 |
| Потери мощности $D_{\text{р}}$, кВт | 120 | 100 |
| КПД, % | 98 | 98,7 |

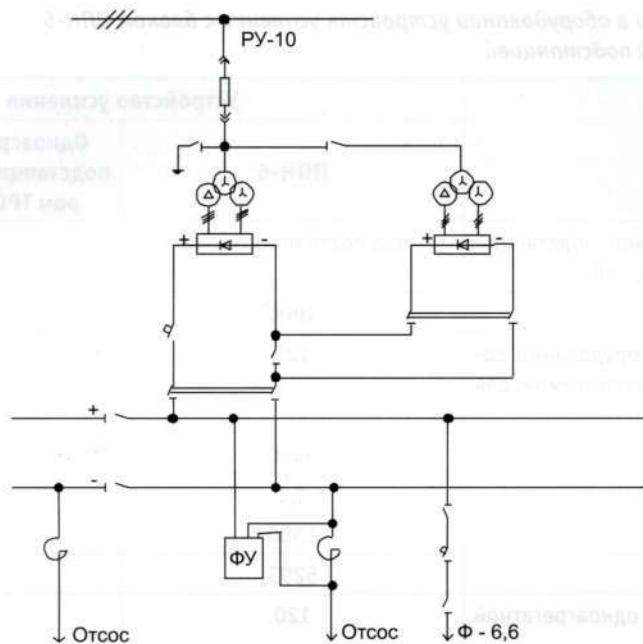
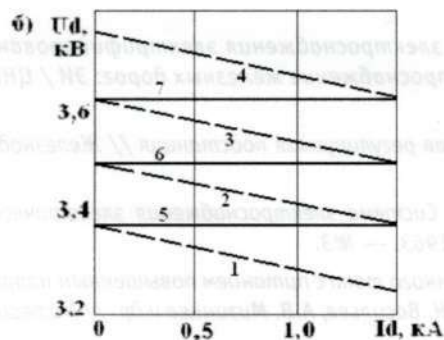
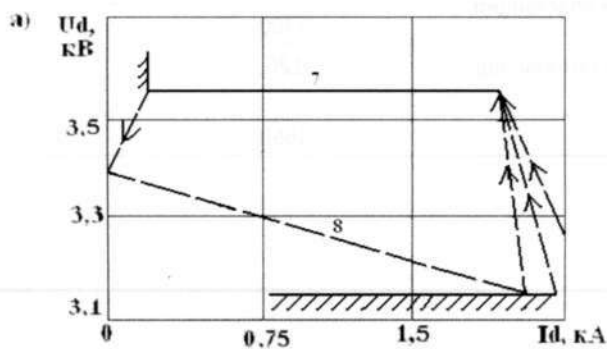


Рисунок 5 — Однолинейная схема преобразовательного агрегата 6,6 КВ



1—4—естественные, 5—7—автоматически стабилизированные; 8 — условная естественная характеристика изменения напряжения и тока в контактной сети с зоной включения ППН-6 при $U_{ис} = 3150$ В и закрытия при $I_{ппн} = 150$ А.

Рисунок 6 — Внешние характеристики блока усиления ППН-6 (а) и преобразовательного агрегата с трансформатором ТРСЗПА-6300/35 (б)

Таблица 2 — Потери мощности в оборудовании устройств усиления с блоком ППН-6 или с одноагрегатной тяговой подстанцией

| Параметры | Устройство усиления | |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------|----------------------|----------------------------------------------------------------------|
| | ППН-6 | Одноагрегатная тяговая подстанция с трансформатором ТРСЗПА-6300/10,5 |
| Напряжение на соседней тяговой подстанции для питания устройств усиления, кВ | 6,6 постоянного тока | 10,5 |
| Номинальный ток, А | 1000 | 314 |
| Потеря мощности в силовом оборудовании соседней тяговой подстанции, используемом для усиления, кВт | 125 | — |
| Мощность в начале линии, кВт | 6600 | 5482 |
| Потеря напряжения в линии, кВ | 1,3 | 1,69 |
| Потеря мощности в линии, кВт | 1300 | 429 |
| Мощность в конце линии, кВт | 5293 | 5057 |
| Потеря мощности в ППН-6 и одноагрегатной подстанции, кВт | 120 | 100 |
| Мощность усиления, передаваемая в контактную сеть | 5170 | 4957 |
| Потеря мощности, кВт: | | |
| — в специальном преобразовательном агрегате 6,6 кВ соседней тяговой подстанции | 125 | — |
| — в линии 6,6 кВ и ЛЭП-10 | 1300 | 429 |
| — в ППН-6 и в одноагрегатной тяговой подстанции | 120 | 100 |
| Полные потери, кВт | 1550 | 529 |

Литература

1. Аржанников Б.А. Система управляемого электроснабжения электрифицированных железных дорог постоянного тока // Ж.-д. трансп. Сер. Электроснабжение железных дорог: ЭИ / ЦНИИТЭИ МПС. — 1990. — Вып. 4. — С. 17—27.
2. Аржанников Б.А., Левин А.М. Одноагрегатная регулируемая подстанция // Железнодорожный транспорт. — 1991. — №-8 — С. 44—46.
3. А.с. 152894 СССР, МКИ В 61 М, Кл. 20 к. 5. Система электроснабжения электрических железных дорог / Т.П.Третьяк (СССР). — Открытия. Изобретения, 1963. — №3.
4. Энергоснабжение контактной сети постоянного тока с питанием повышенным напряжением преобразователя по усиливающему проводу / А. А. Федотов, С.Н. Васильев, А. В. Мизинцев и др. // Материалы II международного симпозиума. - С. -Петербург: ПГУПС, 2003.
5. Патент РФ № 42136, МПК H02J 9/06, на полезную модель. Система электроснабжения устройств сигнализации, централизации, блокировки железных дорог / Б.А. Аржанников, И.О. Набойченко, А.А. Пышкин, Б.С. Кулаков / Б.А. Аржанников (РФ). - 2004126356/22; Заявлено 01.09.2004; Опубл. 20.11.2004. Бюл. № 32. — 6 с: Ил.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЛНОВЫХ ПРОЦЕССОВ И МЕХАНИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ В ПРОСТРАНСТВЕННОЙ РОМБОВИДНОЙ АВТОКОМПЕНСИРОВАННОЙ ПОДВЕСКЕ

Исследование выполнено по заданию ОАО «РЖД» (протокол совещания при первом заместителе начальника Департамента электрификации и электрообеспечения ОАО «РЖД» от 14.11.2005).

Целью было изучение процессов, возникающих в контактной подвеске при прохождении токоприемника, а также механических напряжений, возникающих в контактных

проводах. Такая постановка задачи вызвана имевшими место случаями обрывов контактных проводов и их вытяжкой в местах крепления фиксирующих зажимов с образованием характерной «шейки». Обрывы возникали в тоннеле при использовании пространственной автокомпенсированной контактной подвески 2ПБСМ+2МФ100 с длиной пролета 24 м. Натяжение несущего троса составляло 17000 Н, а контактного провода — 9000 Н. Локомотивы оборудованы токоприемниками ТЛ-13. Скорость движения поездов в тоннеле 40-60 км/ч.

Исследования проводились на модели взаимодействия токоприемника с контактной подвеской КСТ-УрГУПС, разработанной [1] и совершенствуемой в течение ряда лет (1995-2006 гг.) в лаборатории систем автоматизированного проектирования контактной сети (САПР КС) кафедры «Электрообеспечение транспорта» УрГУПС. Разработка КСТ-УрГУПС отмечена медалью «Лауреат ВДНХ-ВВЦ».

Модель КСТ-УрГУПС предназначена для исследования взаимодействия токоприемников с контактной подвеской. КСТ-УрГУПС применялась в работах по заданию Свердловской железной дороги при расчете возможности пропуска сплотов локомотивов ВЛ-11 повышенной кратности в 1997 г., по заданию ВНИИЖТ при подготовке и проведении испытаний контактной подвески КС-200 на участке Рябово-Любань Октябрьской железной дороги в 1998 г., по заданию ОАО «РЖД» при испытаниях скоростной контактной подвески КС-250 на участке Лихославль-Калашниково Октябрьской железной дороги в 2005 г. В последней из перечисленных работ был проведен большой объем натурных и



Александр Васильевич Ефимов,
профессор, ректор (УрГУПС)



Александр Геннадьевич Галкин,
д.т.н. (УрГУПС)

вычислительных экспериментов, в том числе и с целью верификации модели. В ходе экспериментов получена хорошая сходимость данных натурных испытаний и расчетов в таких ключевых параметрах, как, например, скорость распространения волны в контактной подвеске, демпфирование, отжатие контактного провода при проходе токоприемников и др. Все это позволило обосновать использование модели КСТ-УрГУПС и для проведения исследования пространственной контактной подвески.

Схема одного пролета подвески представлена на рис. 1. Всего модель содержала 22 пролета.

В результате проведения вычислительных экспериментов было получено несколько реализаций, которые приведены ниже.

На рис. 2 показана реализация, полученная в ходе выполнения эксперимента по измерению скорости распространения волны в контактной подвеске. Эксперимент состоял в нанесении удара ползцом токоприемника по контактному проводу и в последующих измерениях положения удаленной точки контактного провода.

Из рис. 2 видно, что волна от удара токоприемника приходит в точку наблюдений спустя 2,31 с. Удаление точки от места удара токоприемника составляет 246 м. Тогда скорость распространения волны будет равна 104,35 м/с. При движении токоприемника в контактной подвеске возникает волна, которая распространяется вдоль контактной подвески. В соответствии с международными требованиями для обеспечения удовлетворительного токосъема скорость движения локомотива не должна превышать 70% от скорости распространения волны в подвеске. Для полученных результатов моделирования допустимая по этому критерию скорость движения локомотива составляет 73,045 м/с, или 262,96 км/ч.

Демпфирование контактной подвески также определялось в ходе вычислительного эксперимента. Результаты такого моделирования показаны на рис. 3.

В момент времени, равный 3,3 с, имитировался сброс груза, предварительно закрепленного к контактному проводу. Далее в течение некоторого промежутка времени наблюдались собственные затухающие колебания контактного провода. Декремент затухающих колебаний, равный натуральному логарифму отношения первой амплитуды к пятой, составляет 1,03.

Общий вид модели показан на рис. 4 и 5. Модель содержит двойной несущий трос, двойной контактный провод и фиксаторы. На рис. 4 приведены результаты расчета взаимодействия токоприемника с контактной подвеской при скорости движения локомотива 40 км/ч.

На рис. 4 показаны реализации нажатия, отжатия контактных проводов (траектории движения полоза по вертикальной оси) и скорости перемещения точки контакта по вертикальной оси. Результаты расчета

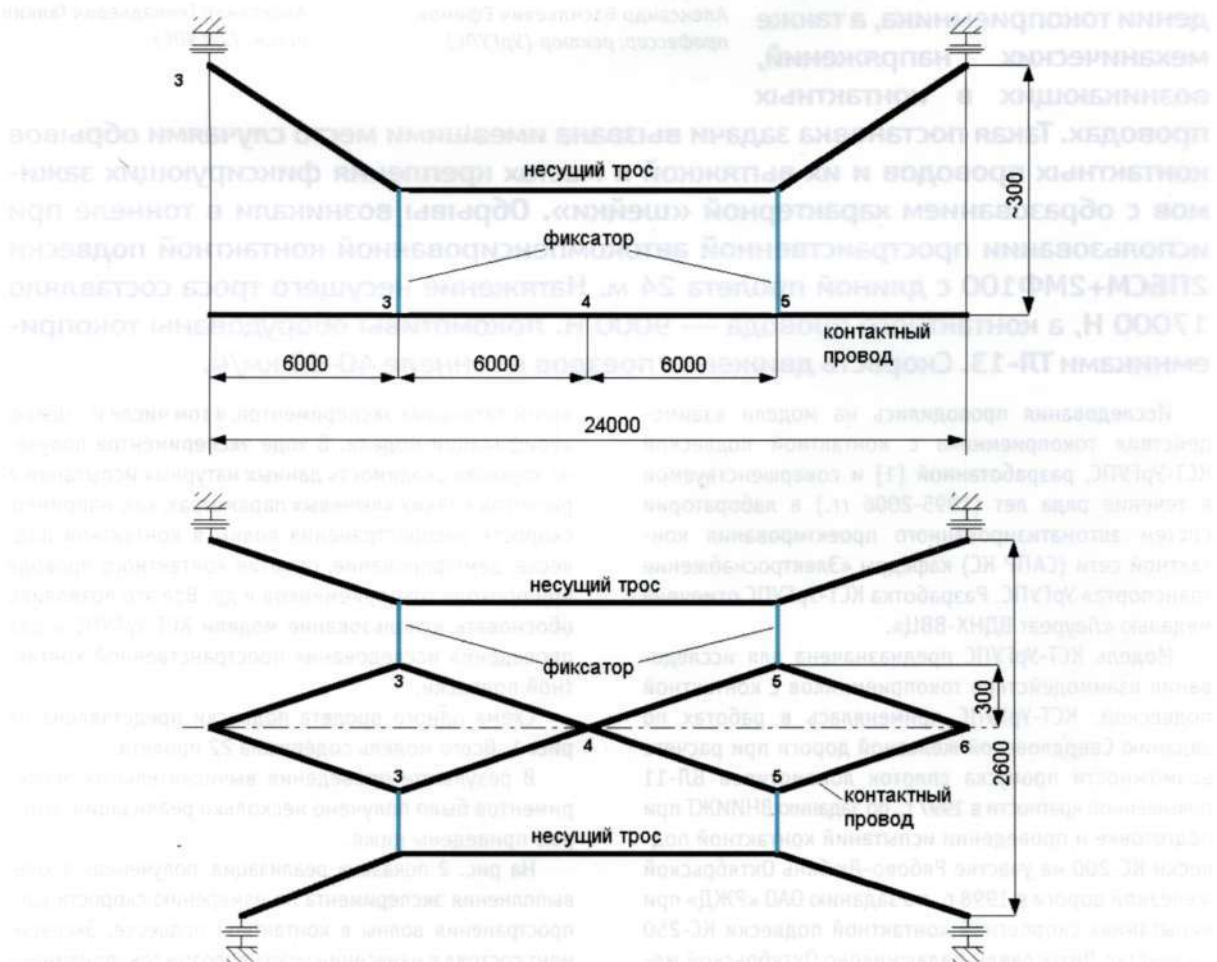


Рисунок 1 — Схема одного пролета пространственной контактной подвески

взаимодействия токоприемника с контактной подвеской при скорости движения локомотива 60 км/ч показаны на рис. 5. Здесь также приведены реализации нажатия, отжатия контактных проводов и скорости перемещения точки контакта по вертикальной оси.

Сравнивая реализации на рис. 4 и рис. 5, можно отметить, что увеличение скорости движения с 40 до 60 км/ч не привело к заметному ухудшению показателей качества токосъема. При увеличении скорости несколько возросла амплитуда колебания нажатия. Сказанное подтверждается и гистограммами мгновенных значений нажатия.

Гистограммы мгновенных значений нажатий показаны на рис. 6. Коэффициент вариации при скорости токоприемника 40 км/ч — 0,183, при скорости 60 км/ч — 0,194.

Частотные характеристики процесса токосъема можно наглядно оценить с помощью графиков спектральной плотности нажатия, которые также приведены на рис. 6. Видно, что энергия колебаний распределена всего в нескольких гармониках. Значимых гармоник можно выделить три, частота каждой хорошо согласуется с неоднородностями эластичности и кривой провисания контактного провода подвески и зависит от скорости движения локомотива. При увеличении скорости движения пики спектральной плотности смещаются в сторону более высоких частот.

При проходе токоприемника контактный провод отжимается, что хорошо видно на рис. 7 и 9. Регистрограммы отжатий приведены для точек 3, 4, 5 и 6. Точка 3 располагается на контактном проводе у первого по ходу фиксатора (см. рис. 1), точка 4 находится посередине между первым и вторым фиксатором, точка 5 — на контактном проводе у второго фиксатора и точка 6 — под опорой. Контактные провода скреплены между собой в точках 4 и 6.

Сравнивая реализации отжатия контактных проводов как для скорости движения локомотива 40 км/ч, так и для скорости 60 км/ч, можно видеть, что амплитудные значения отжатий смещены друг относительно друга для точек 3, 4, 5, 6 на время, затрачиваемое локомотивом на прохождение расстояния между этими точками. Причем реализации для скорости локомотива в 40 км/ч более «ровные», чем для скорости 60 км/ч, что можно объяснить большими колебаниями нажатия при более высокой скорости. Большая амплитуда колебаний нажатия приводит к появлению более мощных колебаний, которые распространяются по подвеске, не успевая затухнуть. Напротив, при скорости 40 км/ч эти же самые колебания быстрее затухают и не приходят в точку наблюдений.

Скорость колебаний точек 3, 4, 5, 6 контактного провода также изменяется по периодическому закону, и ее реализации для скоростей движения локомотива 40 и 60 км/ч показаны соответственно на рис. 8 и 10. Реализации также отличаются между собой и в зависимости от месторасположения точек на контактном проводе, и от скорости движения локомотива. Их различия объясняются теми же причинами. Можно заметить, что скорости колебания точек для случая 60 км/ч значительно возрастают, что вызывает и увеличение нагрузок на поперечное сечение контактного провода.

На рис. 11-14 приведены спектральные плотности колебаний проводов в точках 3, 4, 5, 6, а также спектральные плотности скоростей колебаний этих точек для скоростей движения локомотива 40 и 60 км/ч. Спектральные плотности позволяют представить процессы, протекающие в контактной подвеске, в более полном объеме. Так, при скорости движения локомотива 40 км/ч трудно выделить характерные частоты колебаний контактного провода в рассматриваемых точках. Но уже

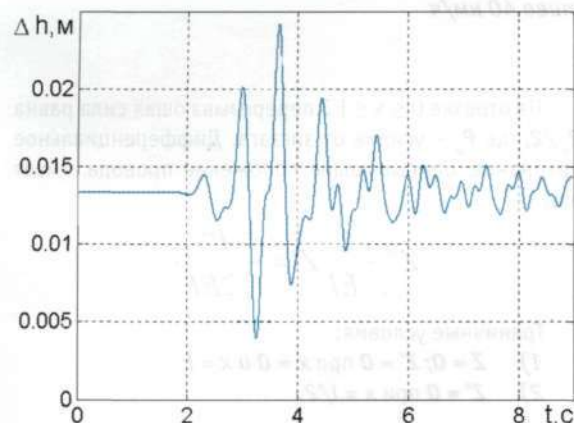


Рисунок 2 — Измерение скорости волны

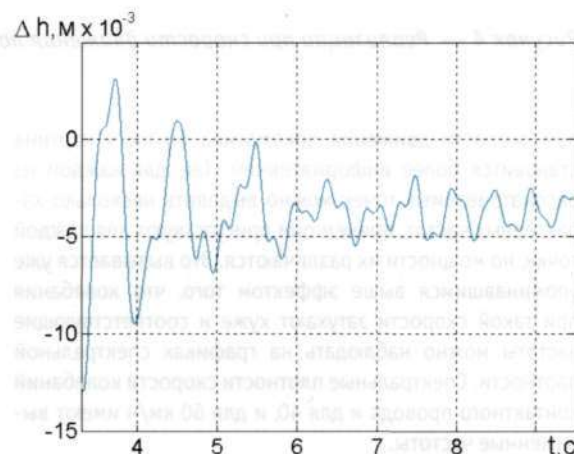


Рисунок 3 — Исследование диссипативных характеристик

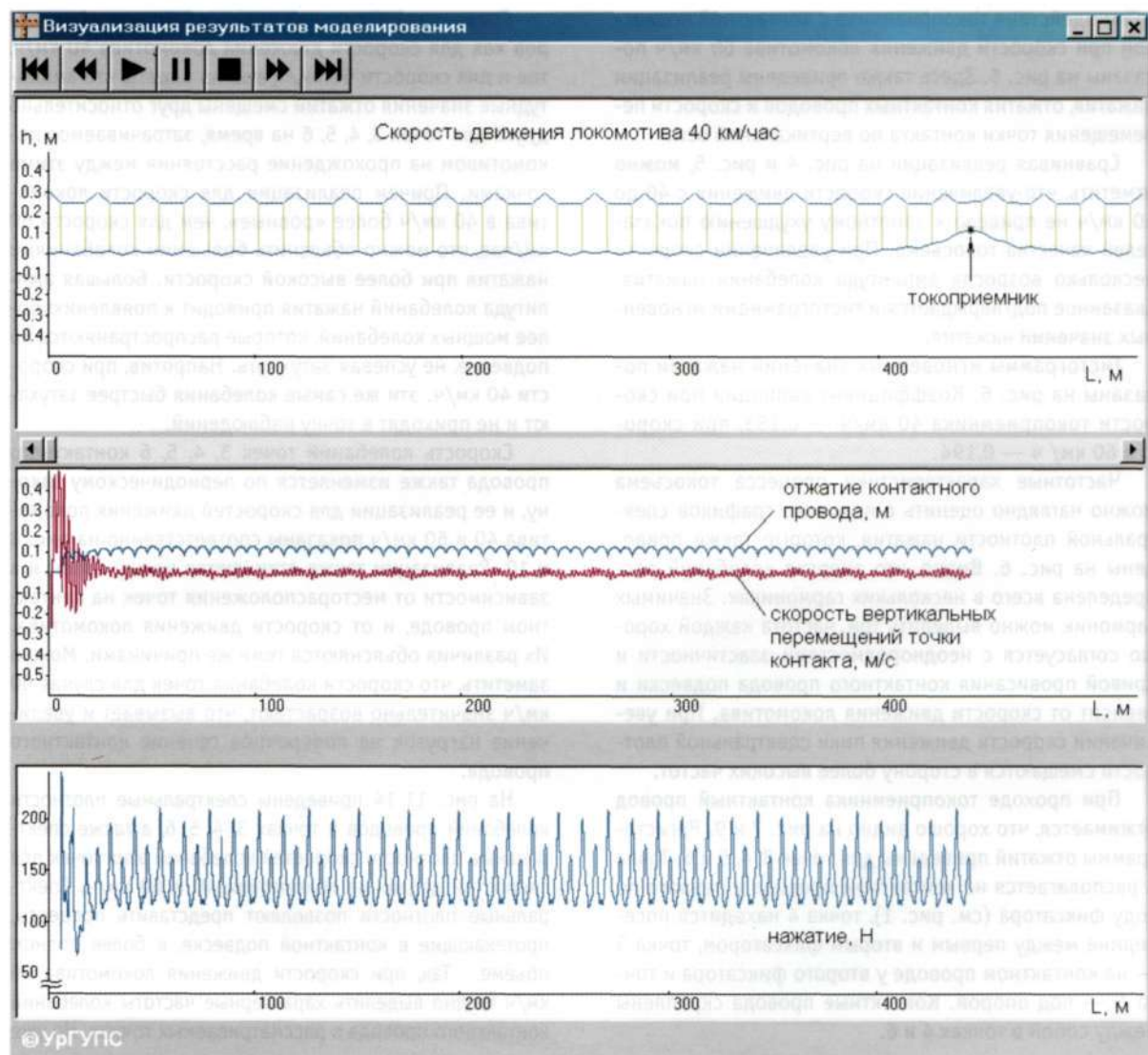


Рисунок 4 — Реализации при скорости движения локомотива 40 км/ч

при скорости движения локомотива 60 км/ч картина становится более информативной. Так, для каждой из рассматриваемых точек можно выделить несколько характерных частот, причем они присутствуют для каждой точки, но мощности их различаются. Это вызывается уже упоминавшимся выше эффектом того, что колебания при такой скорости затухают хуже и соответствующие частоты можно наблюдать на графиках спектральной плотности. Спектральные плотности скорости колебаний контактного провода и для 40, и для 60 км/ч имеют выраженные частоты.

Расчет напряжений в зоне изменения направления контактного провода выполним по схеме, представленной на рис. 15.

На отрезке $0 \leq x \leq l/2$ перерезывающая сила равна $P_u/2$, где P_u — усилие от зигзага. Дифференциальное уравнение, описывающее положение провода, имеет вид

$$Z'' - \frac{K}{EI} Z' = -\frac{P''}{2EI}.$$

Граничные условия:

- 1) $Z = 0; Z' = 0$ при $x = 0$ и $x = l$;
- 2) $Z' = 0$ при $x = l/2$.

Форма стержня на отрезке $0 \leq x \leq l/2$ имеет вид



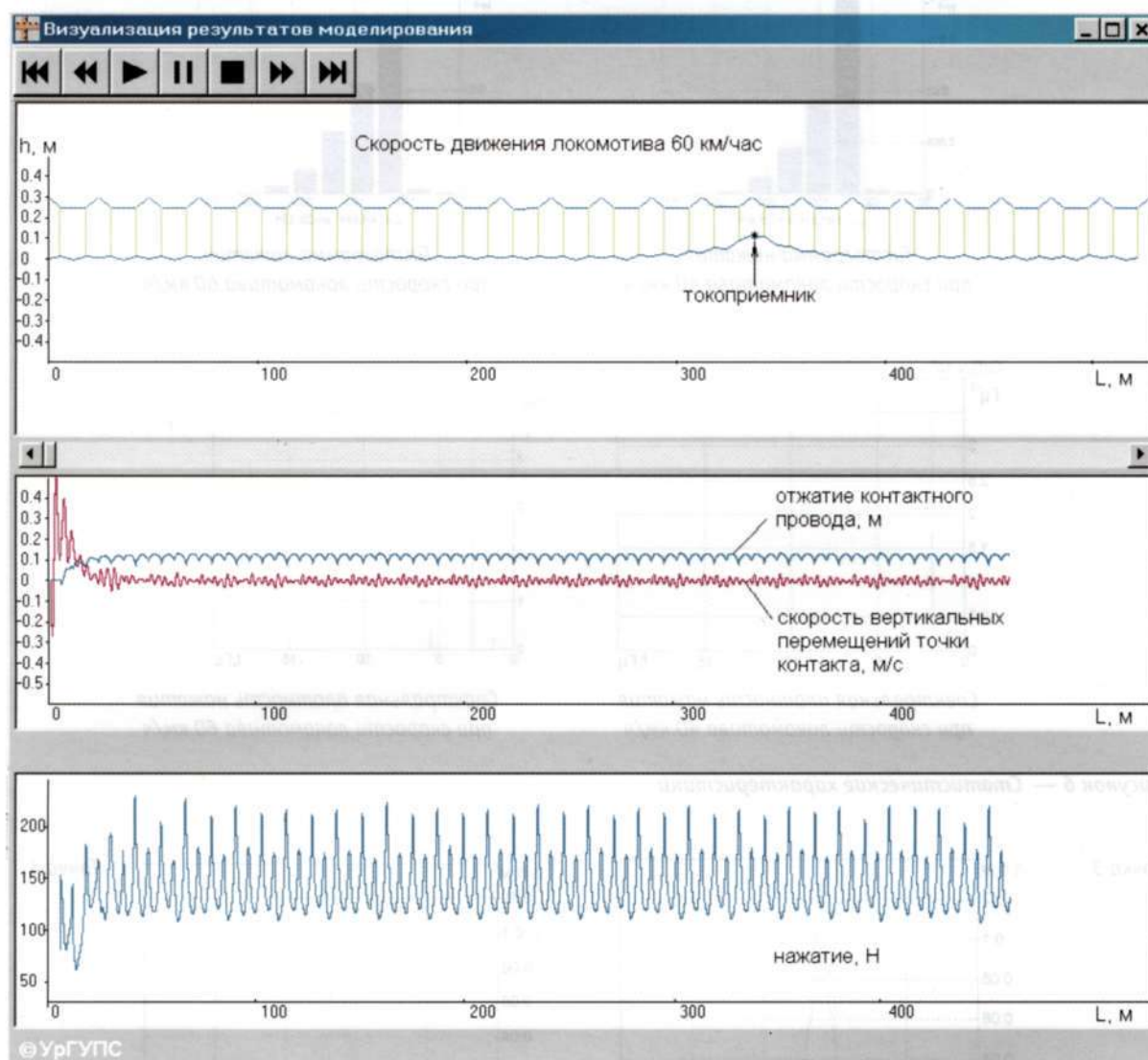


Рисунок 5 — Реализации при скорости движения локомотива 60 км/ч

$$Z = \frac{P''}{2K} \begin{pmatrix} x - \frac{sh mx}{m ch \frac{ml}{2}} \end{pmatrix},$$

где

$$m = \frac{K}{EI};$$

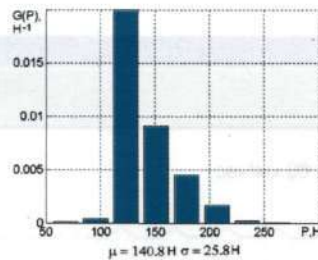
E — модуль упругости, Па;

I — момент инерции, м⁴.

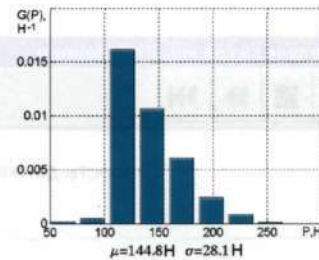
Расчет напряжений изгиба осложняется тем, что их величина превышает предел текучести. В этом случае при снятии усилия P_u и K провод останется в деформированном состоянии. Из-за возникновения изгибных деформаций для отклонения провода в середине пролета необходимо приложить усилие P_u , большее, чем усилие P в схеме, когда провод заменяется гибкой нитью.

$$P = K \frac{4a}{l} = 9000 \frac{4 \cdot 0,15}{6} = 900 \text{ Н}.$$

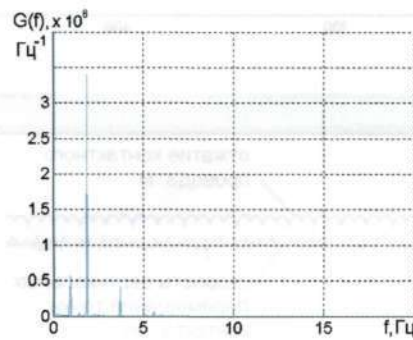
Величину P_u можно определить по формуле



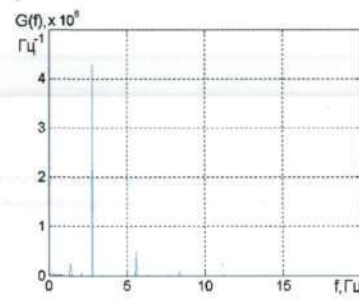
Гистограмма нажатия
при скорости локомотива 40 км/ч



Гистограмма нажатия
при скорости локомотива 60 км/ч



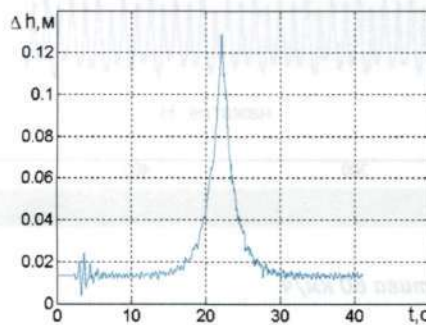
Спектральная плотность нажатия
при скорости локомотива 40 км/ч



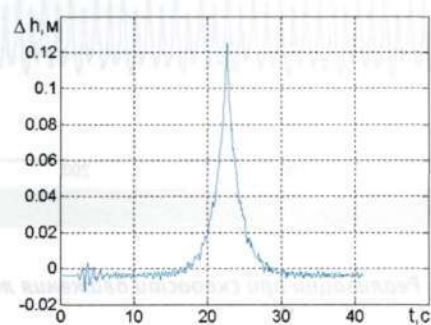
Спектральная плотность нажатия
при скорости локомотива 60 км/ч

Рисунок 6 — Статистические характеристики

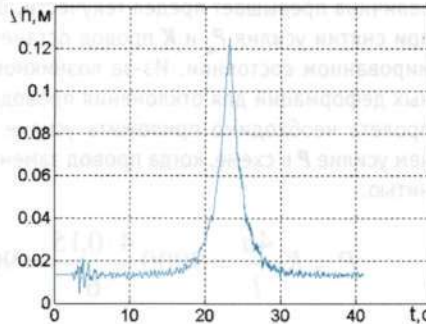
Точка 3



Точка 4



Точка 5



Точка 6

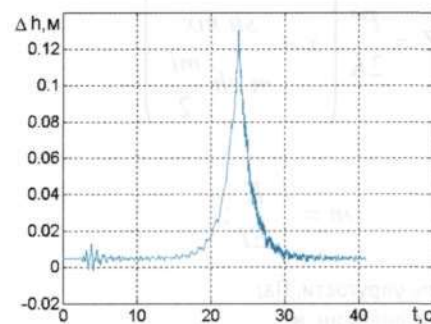
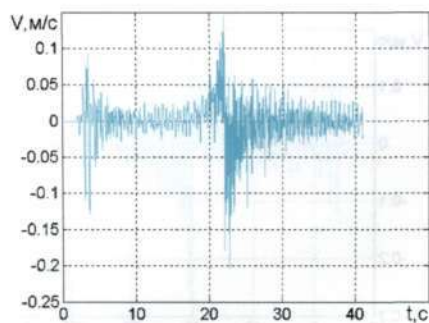


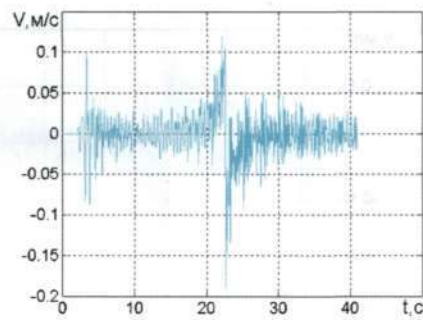
Рисунок 7 — Отжатия подвески при проходе токоприемника со скоростью движения локомотива 40 км/ч



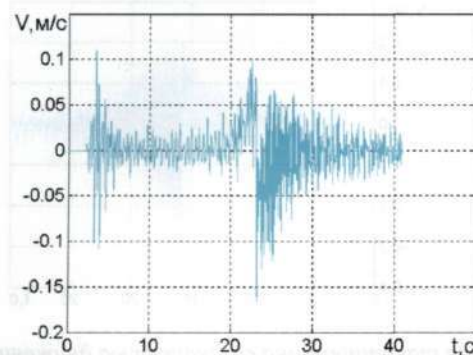
Точка 3



Точка 4



Точка 5



Точка 6

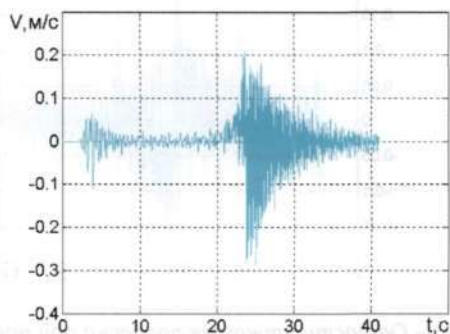
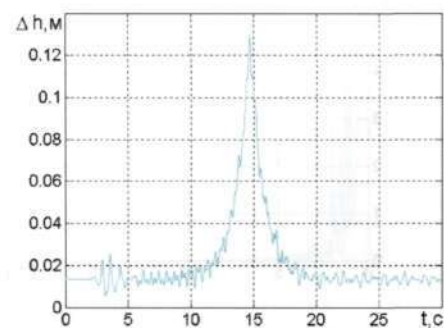
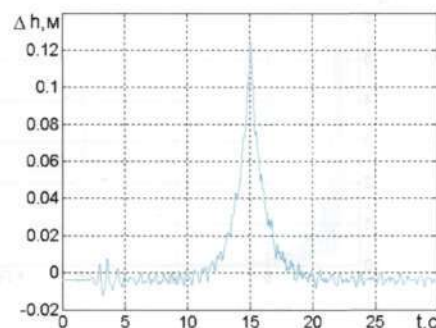


Рисунок 8 — Скорости отжатия подвески при проходе токоприемника со скоростью движения локомотива 40 км/ч

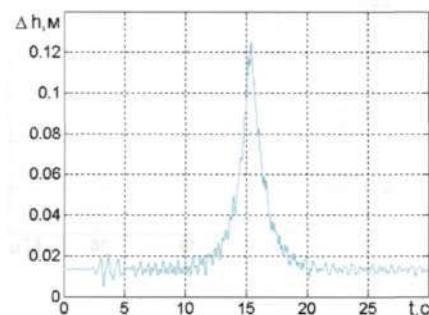
Точка 3



Точка 4



Точка 5



Точка 6

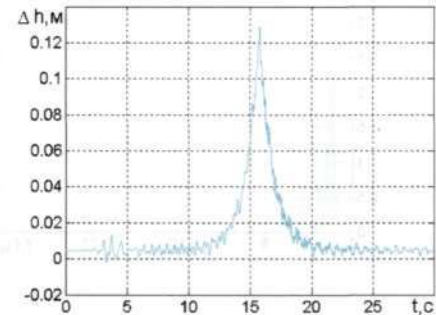
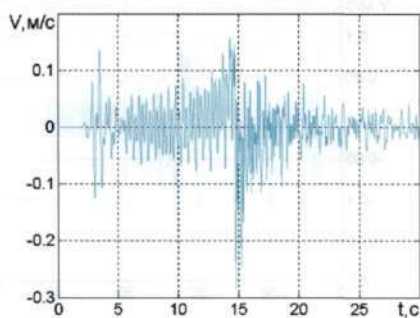
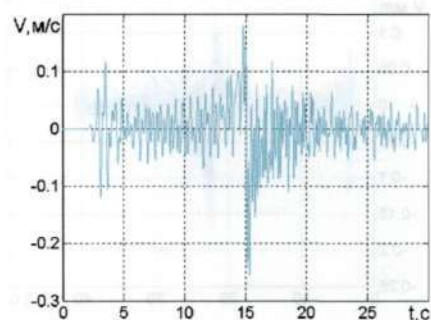


Рисунок 9 — Отжатия подвески при проходе токоприемника со скоростью движения локомотива 60 км/ч

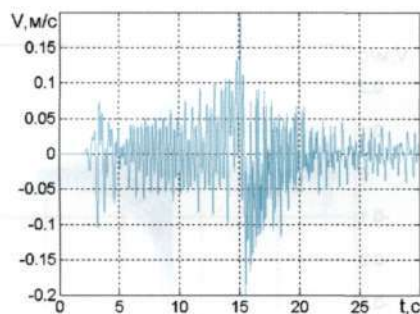
Точка 3



Точка 4



Точка 5



Точка 6

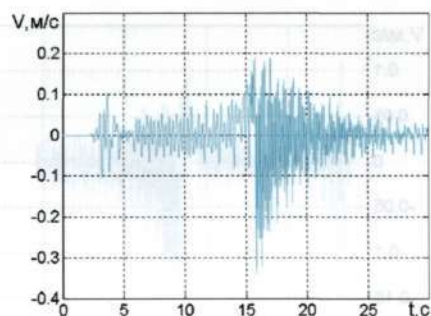
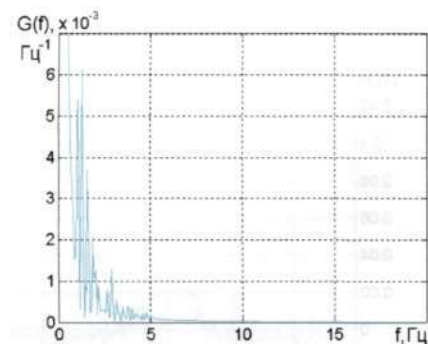
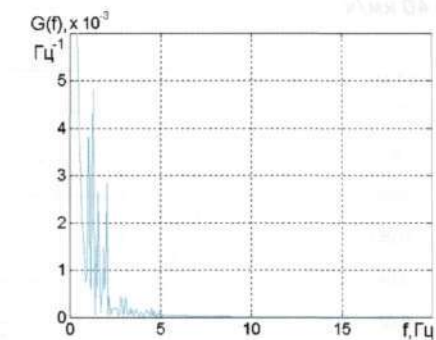


Рисунок 10 — Скорости отжатия подвески при проходе токоприемника со скоростью движения локомотива 60 км/ч

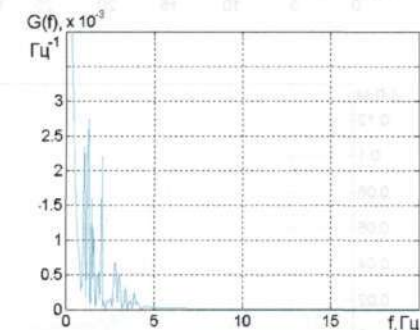
Точка 3



Точка 4



Точка 5



Точка 6

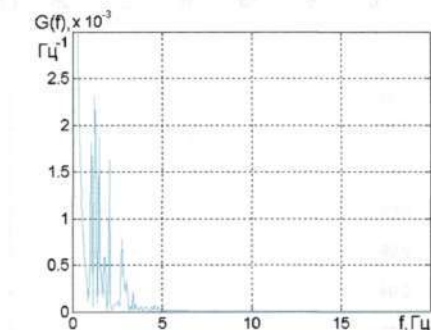
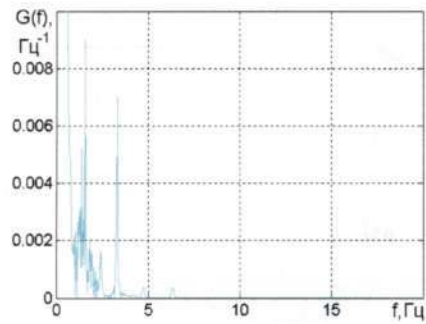
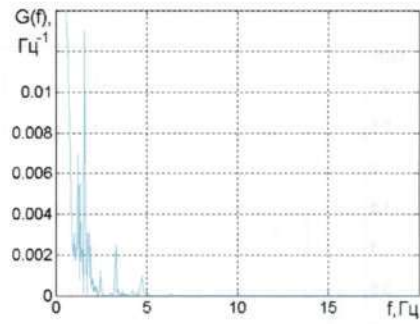


Рисунок 11 — Спектральная плотность колебаний контактного провода подвески при проходе токоприемника со скоростью движения локомотива 40 км/ч

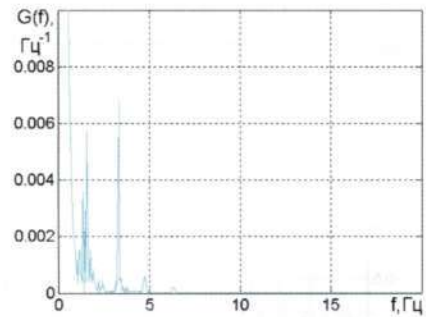
Точка 3



Точка 4



Точка 5



Точка 6

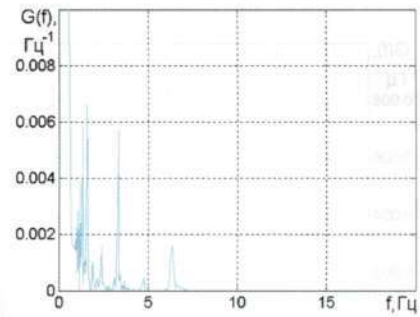
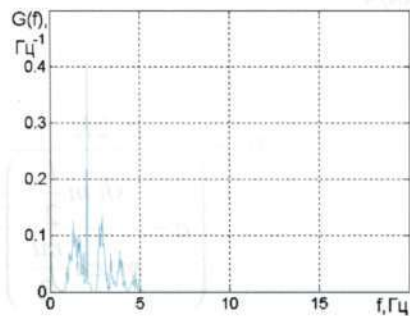
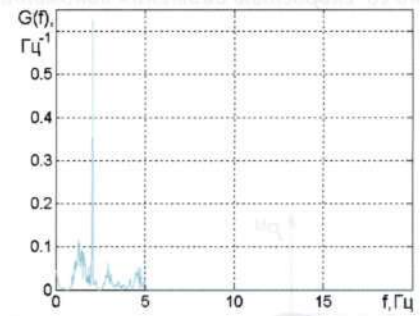


Рисунок 12 — Спектральная плотность колебаний контактного провода подвески при проходе токоприемника со скоростью движения локомотива 60 км/ч

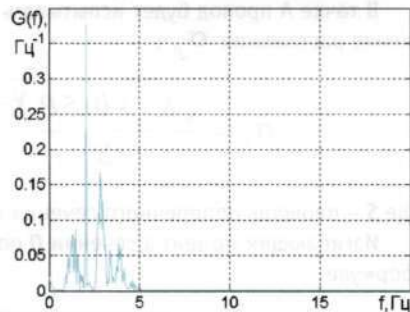
Точка 3



Точка 4



Точка 5



Точка 6

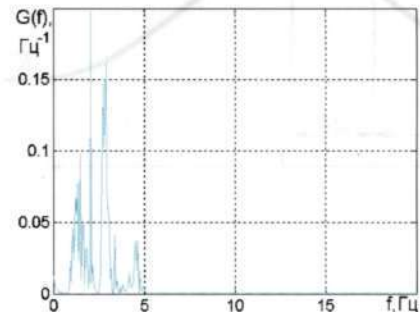
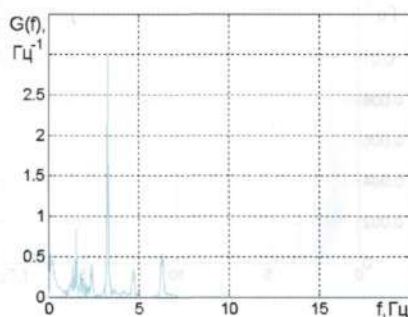
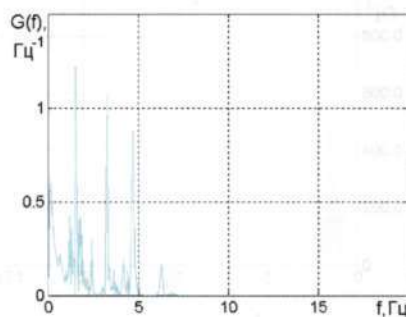


Рисунок 13 — Спектральная плотность скорости колебаний контактного провода подвески при проходе токоприемника со скоростью движения локомотива 40 км/ч

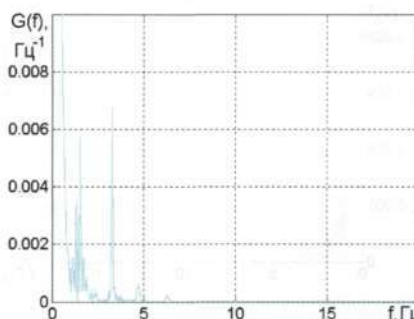
Точка 3



Точка 4



Точка 5



Точка 6

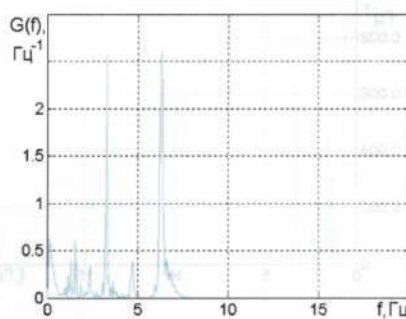
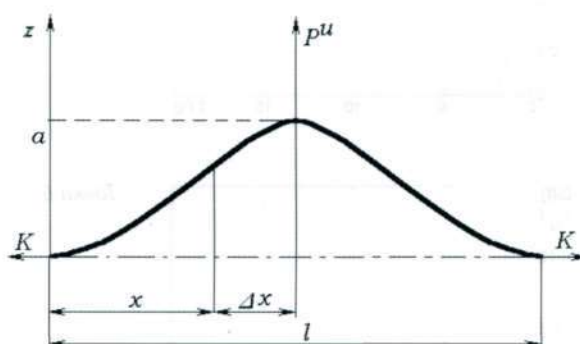


Рисунок 14 — Спектральная плотность скорости колебаний контактного провода подвески при проходе токоприемника со скоростью движения локомотива 60 км/ч



$$P_u = \frac{a \cdot 2K}{\left(a - \frac{sh m \frac{l}{2}}{m \cdot ch \frac{ml}{2}} \right)},$$

в соответствии с которой $P_u = 936 \text{ Н}$.

В точке А провод будет испытывать только напряжение растяжения σ_p :

$$\sigma_p = \frac{\sqrt{K^2 + (0,5P_u)^2}}{S},$$

где S – площадь поперечного сечения провода.

Изгибающий момент в сечении D определяется по формуле

$$M_u = b \sqrt{K^2 + (0,5P_u)^2},$$

Рисунок 15 — Схема расчетов



$$\text{где } b = \frac{0,5lz'(0)-a}{\sqrt{1+(z'(0))^2}}.$$

Максимальное напряжение изгиба в сечении D равно

$$\sigma_{u \max} = \frac{32M_u}{\pi d^3}.$$

В результате расчета получаем $\sigma_{u \max} = 0,337$ ГПа, в то время как σ_{α} для контактного провода МФ-100 в соответствии с ГОСТ 2584-86 составляет 0,370 ГПа. По результатам статических расчетов механических напряжений, возникающих в контактном проводе за счет его изгиба в месте фиксации, видно, что расчетные значения напряжений превышают временное сопротивление разрыву для наружных частей сечения провода. Это может служить причиной образования «шеек» на контактном проводе и последующего его обрыва. В динамике, в процессе токосъема, напряжения в контактном проводе могут достигать еще больших значений.

Выводы:

1. Модель КСТ-УргУПС позволяет выполнять расчеты не только цепных вертикальных подвесок, но и пространственных ромбовидных.
2. Для пространственной ромбовидной автокомпенсированной подвески получено, что скорость распространения волны составляет 104,35 м/с, или 375,66 км/ч.
3. Декремент затухающих колебаний имеет значение 1,03.

4. Получены реализации нажатия, отжатия и скорости вертикальных перемещений точки контакта между ползком токоприемника и контактным проводом для скоростей движения локомотива 40 и 60 км/ч.

5. Получены гистограммы мгновенных значений нажатий, коэффициент вариации нажатия составляет 0,183 при скорости токоприемника 40 км/ч, при скорости 60 км/ч — 0,194.

6. Получены спектральные плотности нажатий и колебаний точек контактного провода.

7. Определена величина напряжения изгиба в материале контактного провода, составляющая 0,337 ГПа, которая вместе с напряжением от растяжения провода превышает временное сопротивление разрыву для контактного провода МФ=100 (0,370 ГПа).

8. Для предотвращения образования «шеек» на контактном проводе необходимо уменьшить статическое механическое напряжение в материале провода, что может быть достигнуто увеличением длины ромба, применением фиксирующих зажимов скругленной формы.

9. Колебания подвески в процессе токосъема имеют заметную амплитуду и длительность, они приводят к возникновению дополнительных динамических знакопеременных напряжений в материале контактного провода, что также способствует ускоренному развитию «шейки». Для уменьшения динамических знакопеременных напряжений можно рекомендовать установку дополнительных демпферов, например, между контактным проводом и сводом тоннеля.

Литература

1. Ефимов А. В. Определение надежности системы токоприемник — контактная сеть с помощью имитационного моделирования // Наука и транспорт сегодня: проблемы и решения: Сб. науч. тр. Ч. 2. — Екатеринбург: УрГАПС. — 1997. — Вып. 5(87). — С. 3—14.

ИМИТАЦИОННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЧАСТИЧНОЙ ИОНИЗАЦИИ ИЗОЛЯЦИИ ВЫСОКОВОЛЬТНОГО ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЯ ТЯГОВЫХ ПОДСТАНЦИЙ



Александр Петрович Сухогузов,
к. т. н., профессор (УрГУПС)



Алексей Александрович Косяков,
инженер (УрГУПС)

Рассмотрена вероятностная математическая модель ионизационного процесса в изоляции высоковольтного электрооборудования, решаемая с использованием имитационного моделирования распределения дефектов в выбранном сечении изоляционной конструкции. Предложенная математическая модель позволяет сни-

зить затраты на натурные эксперименты, определяет возможность эксплуатации конкретного устройства электроснабжения при изменении воздействующих факторов и помогает решать другие практические задачи.

В настоящее время известна единственная математическая модель частичной ионизации изоляции [1], особенностью которой является то, что множество рассеянных в сечении изоляции дефектов заменяется одним эквивалентным дефектом. Такая модель частичной ионизации изоляции с сосредоточенным дефектом обладает недостаточной точностью, особенно при расчете протяженных объектов (изоляция кабелей, трансформаторов, реакторов).

Целью данной работы является уточнение существующей модели частичной ионизации изоляции высоковольтного электрооборудования.

Для плоскостной модели с использованием свойств емкости изоляции электроустановки и распределенными дефектами, в отличие от модели с сосредоточенным дефектом, сложно или невозможно определить аналитическое решение ввиду огромного количества влияющих факторов, главным из которых является случайное распределение дефектов в изоляционной конструкции. Поэтому для решения данной задачи более всего подходит вероятностная (стохастическая) математическая модель [2], решаемая с

использованием имитационного моделирования распределения дефектов в толще и на поверхности изоляционной конструкции.

В процессе имитационного моделирования частичной ионизации изоляции можно решать множество задач, важнейшей из которых является определение зависимости максимального кажущегося заряда частичных разрядов от испытательного напряжения. В данной работе описана модель испытания изоляции устройства электроснабжения повышенным напряжением промышленной частоты, дополненная исследованием частичных разрядов.

Сущность имитационного моделирования частичных разрядов состоит в получении вероятностного набора реализаций случайных функций $q(U)$ для конкретного устройства электроснабжения, т.е. получение набора статистических данных, исходя из которых можно вычислить математическое ожидание формы кривой $q(U)$, среднее квадратичное отклонение вышеупомянутой формы кривой $q(U)$ и другие характеристики частичных разрядов, например напряжение зажигания частичных разрядов.

Исходными данными для решения поставленной задачи являются геометрические размеры исследуемого объекта, тип применяемой изоляции, состояние изоляции, определяемое количеством, формой и местом расположения дефектов, зависимости напряжения пробоя от длины межэлектродного промежутка основного изолирующего материала и размера включения.

В процессе натурального эксперимента разрушение (полный пробой) изоляции нежелательно ввиду относительно высокой стоимости устройства электроснабжения, поэтому стандарты [3] ограничивают уровень испытательного напряжения. В процессе имитационного моделирования на ЭВМ подобных ограничений не существует, поэтому можно подробно рассматривать процесс ионизации изоляции вплоть до пробоя.

Таким образом, оценка формы кривой $q(U)$ для любого устройства электроснабжения будет проводиться по следующему алгоритму:

- 1) выбор расчетной плоскости сечения изоляционной конструкции;
- 2) расстановка включений (дефектов) в выбранной плоскости сечения изоляции;
- 3) расчет мгновенных схем при различных уровнях приложенного напряжения, т.е. получение одной реализации $q(U)$;
- 4) повтор подпунктов 2-4, т.е. получение множества реализаций $q(U)$;
- 5) оценка статистических характеристик реализаций $q(U)$ – математического ожидания, дисперсии, среднеквадратичного отклонения и пр.

Рассмотрим модель частичной ионизации устройства электроснабжения на примере – высоковольтном кабеле радиусом r , условная развертка сечения которого приведена на рис. 1. Толщина сечения принимается равной h .

Для расстановки дефектов изоляции нам необходимо определить количество включений в выбранном сечении изоляции, размер включений и их расположение (координаты центра каждого включения). Эти исходные данные мы можем получить, зная законы распределения указанных параметров и разыгрывая

конкретный параметр с использованием случайных чисел по методу Монте-Карло. Ряд равномерно распределенных случайных чисел удобно получить, используя рекуррентную формулу [4]

$$Xi+1 = aXi + C \pmod{m},$$

где a , m и C – неотрицательные целые числа.

Варьируя величины a , m , C и X_0 , можно получить необходимое количество некоррелирующих генераторов случайных чисел (для рассматриваемого примера – четыре).

Следует отметить, что ряд равномерно распределенных случайных чисел можно получить, используя другие генераторы псевдослучайных чисел [5] или таблицы случайных чисел [6].

Для умеренно изношенной изоляции высоковольтного кабеля характерно экспоненциальное распределение количества дефектов $p_1(n)$ [6], параметры которого зависят от эксплуатационных условий, поэтому соответствующая ось для розыгрыша случайной величины n приведена на рис. 2, при этом последняя построена таким образом, чтобы $0 \leq p_1(0;1) \leq p_1(1); p_1(1) \leq p_1(1;2) \leq p_1(1) + p_1(2); p_1(1) + p_1(2) \leq p_1(2;3) \leq p_1(1) + p_1(2) + p_1(3)$ и т.д.

Используя первый генератор равномерно распределенной величины, получим случайное число. Пусть для данного примера для данной реализации $p_1(n) = 0,5$, тогда $n = 3$, т.е. в рассматриваемом сечении изоляции кабеля будет три включения.

Разыгранное количество включений необходимо распределить по сечению изоляции, т.е. определить их координаты. По оси координат Ox вероятность возникновения дефекта в той или иной области $p_2(x)$ будет распределена равномерно. Соответствующая ось для розыгрыша случайной величины x приведена на рис. 3, при этом последняя построена в упрощенном виде аналогично оси для розыгрыша случайной величины n . В процессе моделирования на ЭВМ данная ось должна включать не менее 100 участков $p_2(x_i; x_{i+1})$ для повышения точности расчетов.

Используя второй генератор случайной величины, получим три случайных числа, при этом количество случайных чисел x должно быть равно случайному

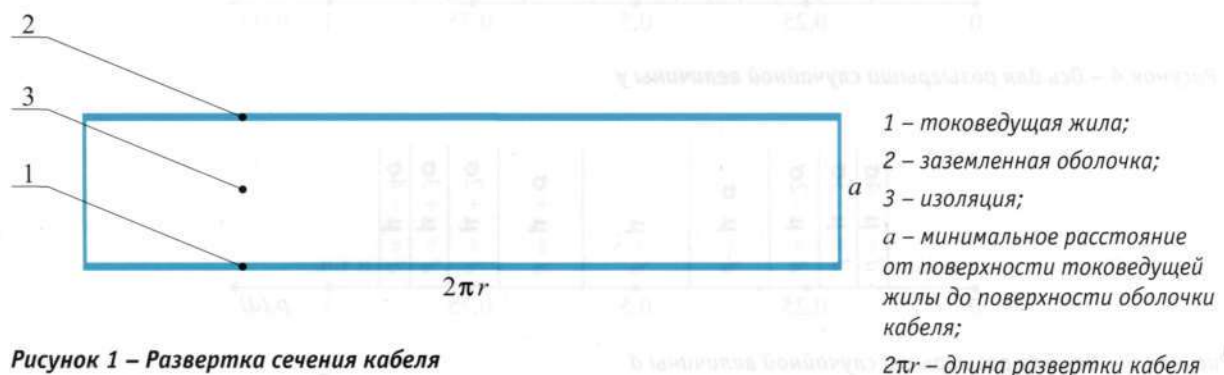


Рисунок 1 – Развертка сечения кабеля

числу $n = 3$. Пусть для данного примера для данной реализации $p_2(x_1) = 0,8$; $p_2(x_2) = 0,4$ и $p_2(x_3) = 0,3$. Тогда $x_1 = 3\pi r/2$, а $x_2 = x_3 = \pi r/2$.

По оси Oy вероятность возникновения дефекта в той или иной области $p_3(y)$ будет распределена согласно бета-распределению, поскольку вероятность возникновения дефектов в областях изоляции, прилегающих к электродам (жиле кабеля и заземленной оболочке кабеля), больше вероятности возникновения дефектов во внутренних слоях изоляции, соответствующая упрощенная ось для розыгрыша случайной величины y приведена на рис. 4. Параметры бета-распределения зависят также от эксплуатационных факторов. В процессе моделирования на ЭВМ данная ось тоже должна включать не менее 100 участков $p_3(y_i; y_i + I)$.

Используя третий генератор случайной величины, получим три случайных числа, при этом количество случайных чисел u должно быть равно случайному числу $n = 3$. Пусть для данного примера для данной реализации $p_3(y_1) = 0,9$; $p_3(y_2) = 0,5$ и $p_3(y_3) = 0,2$. Тогда $y_1 = a$, $y_2 = 0,7a$ и $y_3 = 0,1a$.

Допустим, что для рассматриваемого примера в выбранном сечении изоляции кабеля все включения имеют квадратную форму, тогда необходимо разыграть еще одну случайную величину d – сторону квадратного включения. Практически для всех типов изоляции вероятность возникновения дефекта определенного размера $p_4(d)$ будет распределена согласно нормальному распределению, параметры которого также зависят от эксплуатационных условий, соответствующая ось для розыгрыша случайной величины d приведена

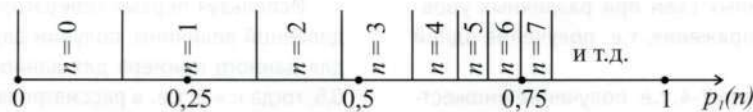


Рисунок 2 – Ось для розыгрыша случайной величины n

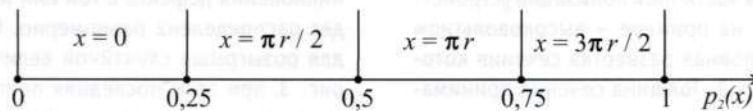


Рисунок 3 – Ось для розыгрыша случайной величины x

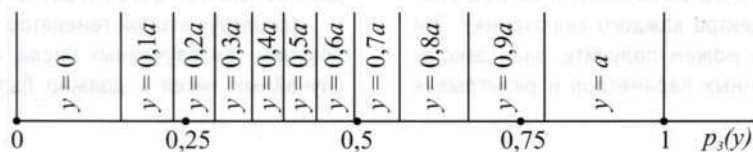


Рисунок 4 – Ось для розыгрыша случайной величины y

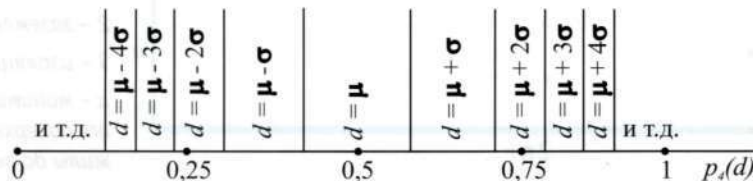


Рисунок 5 – Ось для розыгрыша случайной величины d

в упрощенном виде на рис. 5, при этом последняя построена аналогично осям для розыгрыша случайных величин n , x и y .

Используя четвертый генератор случайной величины, получим три случайных числа, при этом количество случайных чисел d должно быть равно случайному числу $n = 3$. Пусть для данного примера для данной реализации $p_d(d_1) = 0,3$; $p_d(d_2) = 0,5$ и $p_d(d_3) = 0,55$. Тогда $d_1 = \mu - \sigma$, а $d_2 = d_3 = \mu$.

На основе исходной схемы (см. рис. 1) и полученных случайных величин количества дефектов n ,

координат дефектов x и y и размеров дефектов d составим расчетную схему сечения изоляционной конструкции (рис. 6), условно разделим ее на однородные области и присвоим каждой области соответствующий номер, что необходимо для расчета их емкостей.

При подаче на кабель испытательного напряжения $U(1)$, не превышающего напряжения зажигания частичных разрядов, расчетную схему (см. рис. 6) можно представить в виде эквивалентной электрической схемы (рис. 7).

Рассчитаем емкости, изображенные на рис. 7, по известной формуле [7]:

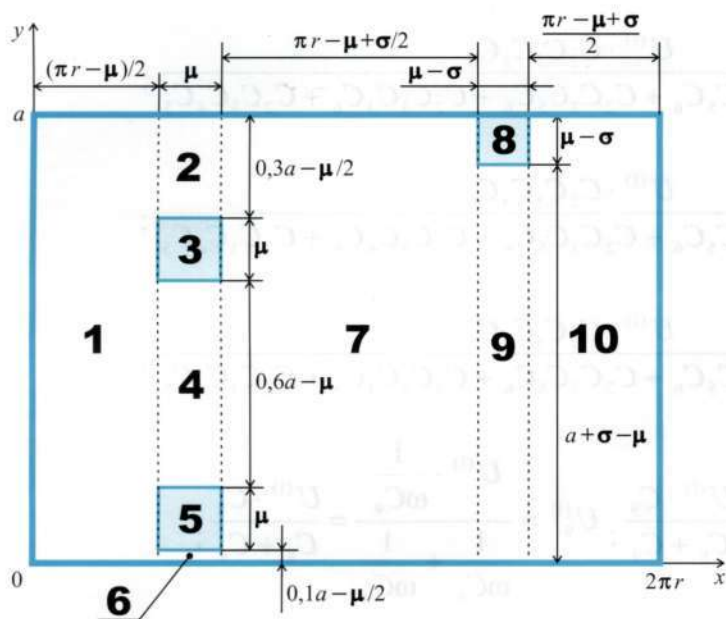


Рисунок 6 – Расчетная схема для рассматриваемой реализации

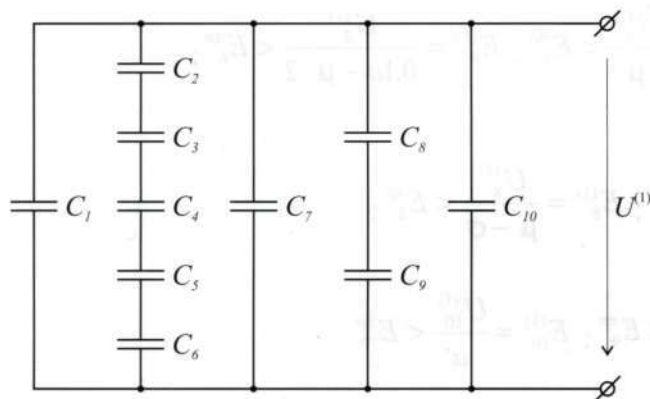


Рисунок 7 – Эквивалентная электрическая схема замещения

$$C_1 = \frac{\epsilon_0 \epsilon_g h \cdot (\pi r - \mu)}{2a}$$

$$C_2 = \frac{2\epsilon_0 \epsilon_g h \cdot \mu}{0,6a - \mu}$$

$$C_3 = \frac{\epsilon_0 \epsilon_g h \cdot \mu}{\mu} = \epsilon_0 \epsilon_g h;$$

$$C_4 = \frac{\epsilon_0 \epsilon_g h \cdot \mu}{0,6a - \mu};$$

$$C_5 = \frac{\epsilon_0 \epsilon_g h \cdot \mu}{\mu} = \epsilon_0 \epsilon_g h;$$

$$C_6 = \frac{2\epsilon_0 \epsilon_g h \cdot \mu}{0,2a - \mu};$$

$$C_7 = \frac{\epsilon_0 \epsilon_g h \cdot (2\pi r - 2\mu + \sigma)}{2a};$$

$$C_8 = \frac{\epsilon_0 \epsilon_g h \cdot (\mu - \sigma)}{\mu - \sigma} = \epsilon_0 \epsilon_g h;$$

$$C_9 = \frac{\epsilon_0 \epsilon_g h \cdot (\mu - \sigma)}{a + \sigma - \mu};$$

$$C_{10} = \frac{\epsilon_0 \epsilon_g h \cdot (\pi r - \mu + \sigma)}{2a},$$

где ϵ_0 — диэлектрическая проницаемость вакуума;

ϵ_g и ϵ_a — диэлектрическая проницаемость среды (кабельной бумаги и воздуха).

Далее рассчитываем напряжения и напряженности на каждой емкости и сравниваем их с табулированными пробивными напряженностями электрического поля [8]:

$$U_1^{(1)} = U_7^{(1)} = U_{10}^{(1)} = U^{(1)};$$

$$U_2^{(1)} = \frac{U^{(1)} \cdot C_3 C_4 C_5 C_6}{C_3 C_4 C_5 C_6 + C_2 C_4 C_5 C_6 + C_2 C_3 C_5 C_6 + C_2 C_3 C_4 C_6 + C_2 C_3 C_4 C_5};$$

$$U_3^{(1)} = \frac{U^{(1)} \cdot C_2 C_4 C_5 C_6}{C_3 C_4 C_5 C_6 + C_2 C_4 C_5 C_6 + C_2 C_3 C_5 C_6 + C_2 C_3 C_4 C_6 + C_2 C_3 C_4 C_5};$$

$$U_4^{(1)} = \frac{U^{(1)} \cdot C_2 C_3 C_5 C_6}{C_3 C_4 C_5 C_6 + C_2 C_4 C_5 C_6 + C_2 C_3 C_5 C_6 + C_2 C_3 C_4 C_6 + C_2 C_3 C_4 C_5};$$

$$U_5^{(1)} = \frac{U^{(1)} \cdot C_2 C_3 C_4 C_6}{C_3 C_4 C_5 C_6 + C_2 C_4 C_5 C_6 + C_2 C_3 C_5 C_6 + C_2 C_3 C_4 C_6 + C_2 C_3 C_4 C_5};$$

$$U_6^{(1)} = \frac{U^{(1)} \cdot C_2 C_3 C_4 C_5}{C_3 C_4 C_5 C_6 + C_2 C_4 C_5 C_6 + C_2 C_3 C_5 C_6 + C_2 C_3 C_4 C_6 + C_2 C_3 C_4 C_5};$$

$$U_8^{(1)} = \frac{U^{(1)} \cdot \frac{1}{\omega C_8}}{\frac{1}{\omega C_8} + \frac{1}{\omega C_9}} = \frac{U^{(1)} \cdot C_9}{C_8 + C_9}; \quad U_9^{(1)} = \frac{U^{(1)} \cdot \frac{1}{\omega C_9}}{\frac{1}{\omega C_8} + \frac{1}{\omega C_9}} = \frac{U^{(1)} \cdot C_8}{C_8 + C_9};$$

$$E_1^{(1)} = \frac{U_1^{(1)}}{a} < E_1^{np}; \quad E_2^{(1)} = \frac{U_2^{(1)}}{0,3a - \mu/2} < E_2^{np}; \quad E_3^{(1)} = \frac{U_3^{(1)}}{\mu} < E_3^{np};$$

$$E_4^{(1)} = \frac{U_4^{(1)}}{0,6a - \mu} < E_4^{np}; \quad E_5^{(1)} = \frac{U_5^{(1)}}{\mu} < E_5^{np}; \quad E_6^{(1)} = \frac{U_6^{(1)}}{0,1a - \mu/2} < E_6^{np};$$

$$E_7^{(1)} = \frac{U_7^{(1)}}{a} < E_7^{np}; \quad E_8^{(1)} = \frac{U_8^{(1)}}{\mu - \sigma} < E_8^{np};$$

$$E_9^{(1)} = \frac{U_9^{(1)}}{a - \mu + \sigma} < E_9^{np}; \quad E_{10}^{(1)} = \frac{U_{10}^{(1)}}{a} < E_{10}^{np}.$$

Рассчитаем заряды параллельно соединенных элементов и групп последовательно соединенных элементов (см. рис. 7):



$$q_1^{(1)} = U^{(1)} \cdot C_1; q_7^{(1)} = U^{(1)} \cdot C_7; q_{10}^{(1)} = U^{(1)} \cdot C_{10};$$

$$q_2^{(1)} = q_3^{(1)} = q_4^{(1)} = q_5^{(1)} = q_6^{(1)} = \frac{U^{(1)}}{\frac{1}{C_2} + \frac{1}{C_3} + \frac{1}{C_4} + \frac{1}{C_5} + \frac{1}{C_6}} =$$

$$= \frac{U^{(1)} \cdot C_2 C_3 C_4 C_5 C_6}{C_3 C_4 C_5 C_6 + C_2 C_4 C_5 C_6 + C_2 C_3 C_5 C_6 + C_2 C_3 C_4 C_6 + C_2 C_3 C_4 C_5};$$

$$q_8^{(1)} = q_9^{(1)} = \frac{U^{(1)}}{\frac{1}{C_8} + \frac{1}{C_9}} = \frac{U^{(1)} \cdot C_8 C_9}{C_9 + C_8}.$$

Рассчитаем полный заряд в выбранном сечении изоляции

$$q^{(1)} = q_1^{(1)} + q_2^{(1)} + q_7^{(1)} + q_8^{(1)} + q_{10}^{(1)}.$$

Поскольку при приложенном напряжении $U^{(1)}$ полной или частичной ионизации изоляции не наблюдается, заряд частичных разрядов $q_{чр}^{(1)} = 0$.

Пусть при некотором напряжении $U^{(2)} > U^{(1)}$ по результатам расчетов выяснится, например, что $E_8^{(2)} > E_8^{np}$ и происходит пробой (частичный разряд) емкости включения C_8 . При этом схема замещения (см. рис. 7) изменится и будет выглядеть следующим образом (рис. 8).

При приложении напряжения $U^{(2)}$ пропорционально ему изменятся напряжения, напряженности и заряды на элементах $C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, C_6, C_7$ и C_{10} . Напряжения, напряженности и заряд на элементе C_8 будут равны нулю, а напряжение, напряженности и заряд на элементе C_9 будут выражены следующим образом:

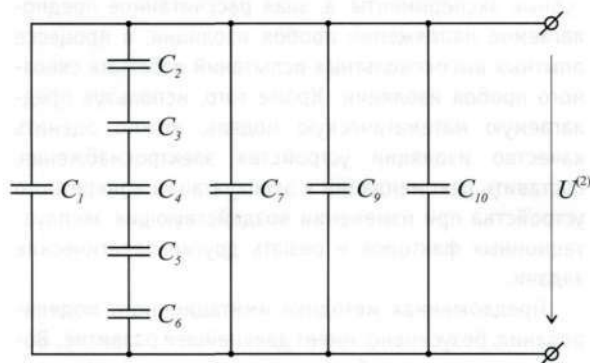


Рисунок 8 – Электрическая схема замещения

$$U_9^{(2)} = U^{(2)}; E_9^{(2)} = \frac{U_9^{(2)}}{a - \mu + \sigma} < E_9^{np}; q_9^{(2)} = U^{(2)} \cdot C_9.$$

Полный заряд при приложенном напряжении $U^{(2)}$ также изменится:

$$q^{(2)} = q_1^{(2)} + q_2^{(2)} + q_7^{(2)} + q_9^{(2)} + q_{10}^{(2)}.$$

Таким образом, заряд частичных разрядов при приложенном напряжении $U^{(2)}$ можно выразить следующим образом:

$$q_{чр}^{(2)} = q^{(1)} - q^{(2)}.$$

Далее расчеты проводятся аналогично, т.е. для каждого последующего уровня прикладываемого напряжения, большего, чем предыдущий, проводят следующие расчеты:

- 1) рассчитывают напряжения на каждом элементе электрической схемы замещения;
- 2) рассчитывают напряженности электрического поля в каждом элементе и сравнивают их с пробивными напряженностями;
- 3) в случае превышения напряженностью электрического поля в каком-либо элементе схемы замещения составляют новую электрическую схему замещения, из которой пробитый элемент исключают (закорачивают);
- 4) повторяют решения по пунктам 1-3;
- 5) рассчитывают полный заряд и заряд частичных разрядов.

Следует отметить, что при расчете на ЭВМ частичной ионизации конкретной изоляционной конструкции шаг по прикладываемому напряжению следует брать $\Delta U = U^{(k)} - U^{(k-1)}$ не более 100 В, что обусловлено форматом исходных табулированных величин пробивной напряженности электрического поля [8].

Таким образом, в результате расчета одной реализации можно построить зависимость $q_{чр}(U)$, определить напряжение зажигания частичных разрядов и пороговый (опасный) уровень частичных разрядов. Но, поскольку по одной конкретной реализации не получится достоверно определить значения указанных характеристик частичных разрядов, генерируют набор реализаций ионизационного процесса и рассчитывают мгновенные схемы, получая набор статистических данных.

Предельные теоремы теории вероятности утверждают [5], что при методе статистических испытаний при большом числе реализаций N частота события (например, $q_{чр}^{(i)}(U^i)$) p^* приближается к его вероятности p , а среднее арифметическое \bar{x} — к его математическому ожиданию m_x . Поскольку истинные значения p и m_x неизвестны, удобнее всего определить необходимое количество испытаний (реализаций процесса частичной ионизации изоляции) по выражению

$$N = \left(\frac{\sigma_x}{\varepsilon} \right)^2 \cdot \left(\Phi^{-1} \left(\frac{1+\beta}{2} \right) \right)^2,$$

где ε — абсолютная погрешность по модулю при оценке N ;

β — доверительная вероятность попадания \bar{x} в интервал $(m_x - \varepsilon; m_x + \varepsilon)$, т.е. достоверность получаемых результатов;

Φ — нормальная функция распределения;

σ_x — среднеквадратичное отклонение, вычисленное на основе ограниченного числа испытаний.

Для получения достоверных результатов вычислений необходимо задаться значениями $\varepsilon \leq 0,05$ и $\beta \geq 0,95$, провести ограниченное число испытаний (реализаций ионизационного процесса) и определить математическое ожидание, дисперсию и среднеквадратичное отклонение (СКО) оцениваемой дискретной случайной величины, используя известные выражения [9]:

$$m_x = \sum_{i=1}^N x_i p_i; D_x = \sum_{i=1}^N (x_i - m_x)^2 \cdot p_i; \sigma_x = \sqrt{D_x}.$$

где p_i — вероятность события x_i , например, вероятность того, что напряжение зажигания частичных разрядов равно 5 кВ.

После проведения ограниченного количества испытаний N' и расчета математического ожидания, дисперсии и СКО определяем, что если $N' < N$, то проводим испытания дальше, а если $N' > N$, то считаем накопленный материал статистических испытаний достаточным и переходим к статистической обработке результатов имитационного моделирования.

Таким образом, получив множество полученных реализаций кривых $q_{чр}(U)$, по известным формулам [9] можно вычислить математические ожидания, дисперсии и среднеквадратичные отклонения напряжения зажигания частичных разрядов, предпробойного уровня заряда частичных разрядов и мгновенных значений $q_{чр}^{(i)}(U^{(i)})$, причем последние образуют непрерывные кривые. При оценке статистических параметров $q_{чр}^{(i)}(U^{(i)})$ для упрощения расчетов шаг по напряжению $\Delta U = U^{(k)} - U^{(k-1)}$ следует брать таким же, как при расчете мгновенных схем.

Для приведенного примера (рис. 1) зависимости $q_{чр}(U)$ будут выглядеть следующим образом (рис. 9). По рис. 9 можно определить наиболее вероятную зависимость $q_{чр}(U)$ и разброс параметров этой кривой, напряжение зажигания частичных разрядов $U_{зж}$ и предпробойные значения заряда частичных разрядов $q_{чрпредпр}$ и испытательного напряжения $U_{испыт}$.

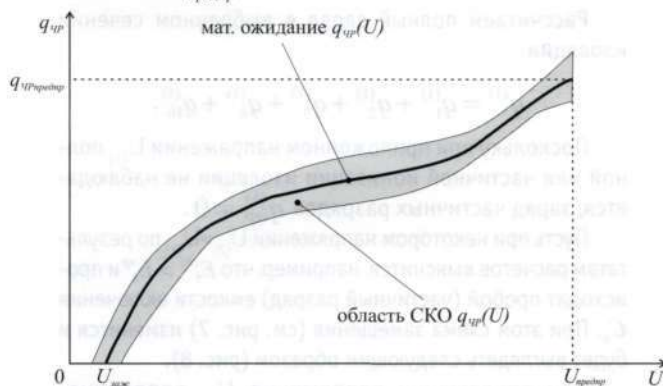


Рисунок 9 — Результат имитационного моделирования ионизационного процесса в изоляции

Таким образом, моделируя процесс частичной ионизации изоляции устройства электроснабжения с использованием ЭВМ, можно снизить затраты на натурные эксперименты, а, зная рассчитанное предполагаемое напряжение пробоя изоляции, в процессе опытных высоковольтных испытаний избежать сквозного пробоя изоляции. Кроме того, используя предлагаемую математическую модель, можно оценить качество изоляции устройства электроснабжения, составить рекомендации к эксплуатации конкретного устройства при изменении воздействующих эксплуатационных факторов и решать другие практические задачи.

Предложенная методика имитационного моделирования, безусловно, имеет дальнейшее развитие. В первую очередь, при ее разработке учитывались только емкостные свойства электрической изоляции. Кроме того,





при переходе к моделированию очередной плоской структуры изоляции необходимо учитывать состояние как минимум смежных изоляционных структур, а как максимум — всего объема изоляции. Поэтому задача

становится многоплановой, а в данной работе описана лишь первая попытка имитационного моделирования ионизационных процессов в электрической изоляции сложных устройств электроснабжения.

Литература

1. Сухогузов А. П., Пятецкий И. А., Косяков А. А., Бунзя А. А. Совершенствование системы диагностики изоляции устройств электроснабжения железных дорог// Транспорт Урала. — 2004. — №3. — С. 44-51.
2. Shannon Robert E. Systems Simulation. — New Jersey: Prentice Hall Inc., 1975. — 418 p.
3. Алексеев Б. А., Коган Ф. Л., Мамиконянц Л. Г. Объем и нормы испытаний электрооборудования. — М.: НЦ ЭНАС, 1998. — 256 с.
4. Тер-Оганов З. В. Применение имитационного моделирования для расчета и анализа работы системы электроснабжения. — Екатеринбург: УЭМИИТ, 1993. — 107 с.
5. Максимей И. В. Математическое моделирование больших систем. — Минск: Вышэйшая школа, 1985. — 119 с.
6. Gerald J. Hahn, Shapiro Samuel S. Statistical Models in Engineering. — NY: John Wiley Sons Inc., 1967. — 395 p.
7. Бессонов Л. А. Теоретические основы электротехники. — М.: Гардарики, 2002. — 638 с.
8. Дурандин Г. Б., Сухогузов А. П., Косяков А. А., Никитина Е. П. Материаловедение и техника высоких напряжений. — Екатеринбург: УрГУПС, 2005. — 116 с.
9. Гмурман В. Е. Руководство к решению задач по теории вероятностей и математической статистике. — М.: Высшая школа, 1975. — 333 с.

ВНЕШНИЕ И ОГРАНИЧИТЕЛЬНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ 12- И 24-ПУЛЬСОВЫХ ИНВЕРТОРНЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ТЯГОВЫХ ПОДСТАНЦИЙ



Юрий Павлович Неугодников, к.т.н.
(УрГУПС)

В условиях постоянного роста стоимости энергетических ресурсов большое значение приобретает решение проблемы снижения расхода, уменьшения потерь и повышения качества потребляемой железными дорогами электрической энергии. Эффективным средством решения данной проблемы является переход к преобразовательному оборудованию тяговых подстанций с более высокой фазностью (пульсностью) [1, 2].

В связи с этим, предлагаются к применению различные варианты схем 12- и 24-пульсовых инверторных (ИП) и выпрямительно-инверторных (ВИП) преобразователей [3, 4], а также их сравнительный анализ между собой и с применяемыми [1] в настоящее время 6-пульсовыми схемами ВИП.

При выборе наиболее эффективных схем ИП и ВИП необходимо выполнить оценку стоимости трансформаторного и преобразовательного оборудования [4], сравнительный анализ основных характеристик и энергетических показателей [5, 6], а также аварийных токов [7] рассматриваемых инверторов.

Применение на тяговых подстанциях 12- и 24-пульсовых инверторов и ВИП по сравнению с 6-пульсовыми ВИП позволяет:

- снизить капитальные затраты на преобразовательное в 1,8—2,0 раза и на трансформаторное оборудование — в 1,7—1,8 раза;
- повысить устойчивость работы инвертора при провалах напряжения в питающей сети переменного тока;
- исключить внутренние токи циркуляции и связанные с ними дополнительные потери электроэнергии;
- обеспечить непереключаемый (совместный) режим работы инверторов и неуправляемых выпрямителей;
- осуществить бесконтактное (снятием и подачей импульсов управления) переключение ВИП из режима в режим.

Применение 24-пульсовых ВИП позволяет также достигнуть следующих технико-экономических показателей по сравнению с 12- и 6-пульсовыми ВИП:

- повысить экономию электроэнергии за счет увеличения возврата энергии рекуперации в питающую сеть;
- увеличить коэффициент мощности ИП на 8 и 21%, а также снизить потребление реактивной электроэнергии на 43 и 61%;
- уменьшить наклон входных характеристик в 1,9 и 3,8 раза;
- уменьшить аварийные токи опрокидываний ИП в 2 и 4 раза;
- повысить качество тока и напряжения, уменьшить влияние на линии связи.

В статье рассмотрена методика расчета внешних (входных) и ограничительных характеристик, а также предельных токов 6-, 12- и 24-пульсовых инверторных преобразователей тяговых подстанций. Выполнен анализ условий устойчивой работы (без срыва коммутации) указанных многопульсовых инверторов при применении естественных и стабилизированных внешних (входных) характеристик.

Для улучшения условий приема и увеличения переработки избыточной энергии рекуперации, а также реализации предельных токов инверторов большей величины и снижения напряжения на токоприемнике электроподвижного состава (при уменьшении противо-э.д.с. инвертора U_{di}) вместо естественных внешних (входных) характеристик применяют искусственные характеристики инверторов следующих типов:



- горизонтальные (стабилизированные);
- наклонные (падающие);
- наклонные с ограничением по току.

Наибольшее применение имеют горизонтальные (стабилизированные) и естественные внешние (входные) характеристики. При естественной внешней (входной) характеристике противо-э.д.с. инвертора повышается с увеличением тока инвертирования. Естественные внешние (входные) характеристики 6-, 12- и 24-пульсовых инверторов можно найти из выражения

$$U_{du} = K_u \cdot K_o \cdot U_{do} \cdot \cos \beta_o + K_{cx} \cdot \frac{3}{\pi} \cdot X_{vu} \cdot I_{du}, \quad (1)$$

где K_{cx} — коэффициент схемы ($K_{cx} = 1$ для 6-пульсовой трехфазной мостовой схемы; $K_{cx} = 2$ — для 12-пульсовой схемы с последовательным соединением двух трехфазных мостов; $K_{cx} = 4$ — для 24-пульсовой схемы с последовательным соединением четырех трехфазных мостов);

K_u — коэффициент, учитывающий изменения (колебания) напряжения питающей сети переменного тока;

K_o — коэффициент, учитывающий увеличение напряжения вентильных обмоток трансформатора, подключенных к инвертору, по сравнению с напряжением вентильных обмоток выпрямителя;

X_{vu} — индуктивное сопротивление рассеяния фазы преобразовательного трансформатора инвертора.

Индуктивное сопротивление X_{vu} равно сумме индуктивных сопротивлений фазы питающей сети переменного тока X_c , сопротивления рассеяния фазы понизительного трансформатора X_{nm} и сопротивления рассеяния фазы преобразовательного трансформатора инвертора X_{mi} , приведенных к фазному напряжению $U_{2\phi u} = K_o \cdot U_{2\phi B}$ инверторных обмоток преобразовательного трансформатора [1]: $X_{vu} = X_c + X_{nm} + X_{mi}$;

$$U_{du} = K_u \cdot K_o \cdot U_{do} \cdot \cos \beta_o + K_{cx} \cdot \frac{3}{\pi} \cdot X_{vu} \cdot I_{du}, \quad (2)$$

где $U_{2\phi B}$ — фазное напряжение выпрямительных обмоток преобразовательного трансформатора, В;

$U_{кнт}$, U_k — напряжение короткого замыкания соответственно понизительного и преобразовательного (в инверторном режиме) трансформаторов, %;

S_k — мощность короткого замыкания (к.з.) на шинах переменного тока, МВА;

S_{nm} — мощность понизительного трансформатора, МВА;

S_{mi} — мощность преобразовательного трансформатора (в инверторном режиме), МВА.

В случае применения многообмоточных преобразовательных трансформаторов при 12- и 24-пульсовых схемах ВИП под U_k понимается коммутационное напряжение короткого замыкания $U_{кз}$.

При расчете и построении внешних (входных) характеристик 6-, 12- и 24-пульсовых инверторов необходимо знать коэффициент K_o , характеризующий повышение напряжения инверторных обмоток относительно напряжения выпрямительных обмоток $U_{2\phi u}$ преобразовательного трансформатора. Данный коэффициент, как видно из выражений (1) и (2), определяет значение начальных углов опережения β_o и наклон внешних и ограничительных характеристик. С повышением коэффициента K_o за счет увеличения угла опережения β возрастают предельные токи инвертора, однако это приводит к снижению энергетических показателей инвертора. Поэтому желательно иметь коэффициент K_o наименьшим, но при этом предельный ток инвертора должен превышать максимальный рабочий ток инвертора или наибольшую величину тока перегрузки.

Предельный ток инвертора определяется ограничительной характеристикой $U_{du} = f(I_{du})$ при постоянном угле запаса.

Рассмотрим основной режим работы у 6-, 12- и 24-пульсовых инверторов, который охватывает диапазон их нормальных нагрузок и возможных перегрузок. Таким режимом является: для 24-пульсового инвертора — режим попеременной работы по восемь и девять вентилей (режим 8-9); для 12-пульсового инвертора — режим попеременной работы по четыре и пять вентилей (режим 4-5); для трехфазного мостового инвертора — режим попеременной работы по два и три вентилей (режим 2-3).

У 12- и 24-пульсовых инверторов в режимах 4-5 и 8-9 ограничительная характеристика $U_{du} = f(I_{du})$ при постоянном угле δ в зависимости от диапазона изменения угла опережения β имеет три характерных участка.

На первом участке в режиме 8-9 (при $\beta < 15^\circ$) 24-пульсового, в режиме 4-5 (при $\beta < 30^\circ$) 12-пульсового и в режиме 2-3 (при $\beta < 60^\circ$) 6-пульсового инверторов ограничительная характеристика имеет вид

$$U_{du} = K_u \cdot K_o \cdot U_{do} \cdot \cos \delta - K_{cx} \cdot \frac{3}{\pi} \cdot X_{vu} \cdot I_{du}. \quad (3)$$

Введем обозначение $X_{vo} = \frac{X_{vu}}{K_o^2}$ — индуктивное

сопротивление рассеяния фазы преобразовательного трансформатора инвертора, приведенное к фазному напряжению выпрямительных обмоток.

Тогда при стабилизированной внешней характеристике на уровне стабилизации U_{cm} в режимах 8-9 (при $\beta < 15^\circ$), 4-5 (при $\beta < 30^\circ$) и 2-3 (при $\beta < 60^\circ$)

предельный ток инвертора можно найти из следующего выражения:

$$I_{np} = \frac{\pi \cdot (K_u \cdot K_o \cdot U_{do} \cdot \cos \delta - U_{cm})}{3 \cdot K_{cx} \cdot K_o^2 \cdot X_{vo}}. \quad (4)$$

На втором участке у многомотовых 12- и 24-пульсовых преобразователей необходимо учитывать взаимное влияние мостов, величина которого характеризуется коэффициентом взаимного влияния мостов A и определяется величиной общего для мостов индуктивного сопротивления в контуре коммутации.

Второй участок ограничительной характеристики у 24-пульсового инвертора наступает в режиме 8-9 при $15^\circ < \beta < 15^\circ + \alpha_{9-10}$, а у 12-пульсового инвертора в режиме 4-5 при $30^\circ < \beta < 30^\circ + \alpha_{5-6}$.

Угол задержки α_{5-6} для 12-пульсового инвертора находят из выражения [2]

$$\alpha_{5-6} = \arctg\left(\frac{\sqrt{3}A}{4-3A}\right), \quad (5)$$

где A — коэффициент взаимного влияния мостов инвертора.

Угол задержки для 24-пульсового инвертора может быть определен из выражения:

$$\alpha_{9-10} = \arctg\left(\frac{1-0,5 \cdot A}{\sqrt{3}-1,866 \cdot A}\right) - \frac{\pi}{6}. \quad (6)$$

Величина взаимного влияния мостов зависит от схем соединения обмоток преобразовательных трансформаторов, а также от уровня электромагнитной связи между частями вентильных обмоток, которая может быть сильной или слабой.

Инверторный преобразователь по 12-пульсовой схеме может быть выполнен с двумя двухобмоточными трансформаторами [4], а 24-пульсовый — с двумя трехобмоточными трансформаторами [4]. При этом коэффициент взаимного влияния мостов инвертора равен

$$A = \frac{X_c + X_{nm}}{X_c + X_{nm} + X_{lmu} + X_{2mu}} = \frac{X_c + X_{nm}}{X_{vu}}. \quad (7)$$

Если 12-пульсовый инвертор выполнен с одним трехобмоточным трансформатором [4], а 24-пульсовый — с одним пятиобмоточным трансформатором [4], то необходимо в общем сопротивлении дополнительно учитывать индуктивное сопротивление сетевой

обмотки X_{lmu} , тогда коэффициент взаимного влияния мостов определяется выражением

$$A = \frac{X_c + X_{nm} + X_{lmu}}{X_c + X_{nm} + X_{lmu} + X_{2mu}} = \frac{X_c + X_{nm} + X_{lmu}}{X_{vu}}. \quad (8)$$

На втором участке в режиме 8-9 для 24-пульсового и в режиме 4-5 для 12-пульсового инверторов ограничительная характеристика за счет взаимного влияния мостов имеет вид эллипса

$$U_{du}^2 = \left[K_u \cdot K_o \cdot U_{do} \cdot \cos\left(\frac{\pi}{m} - \frac{\delta}{2}\right) \right]^2 - \left[K_{cx} \cdot \frac{3}{\pi} \cdot X_{vu} \cdot I_{du} \cdot \operatorname{ctg}\left(\frac{\pi}{m} - \frac{\delta}{2}\right) \right]^2, \quad (9)$$

где m — кратность пульсаций в кривой входного напряжения инвертора ($m = 6$ для 6-пульсовой трехфазной мостовой схемы; $m = 12$ — для 12-пульсовой схемы; $m = 24$ — для 24-пульсовой схемы).

Приравняв $U_{du} = U_{cm}$ и выражая X_{vu} через коэффициент K_{cx} из уравнения (9) можно определить предельный ток для 24-пульсового инвертора в режиме 8-9 (при $15^\circ < \beta < 15^\circ + \alpha_{9-10}$) и для 12-пульсового инвертора в режиме 4-5 (при $30^\circ < \beta < 30^\circ + \alpha_{5-6}$) в виде следующего выражения:

$$I_{np} = \frac{\pi \cdot \operatorname{tg}\left(\frac{\pi}{m} - \frac{\delta}{2}\right)}{3 \cdot K_{cx} \cdot K_o^2 \cdot X_{vo}}.$$

$$\cdot \sqrt{\left[K_u \cdot K_o \cdot U_{do} \cdot \cos\left(\frac{\pi}{m} - \frac{\delta}{2}\right) \right]^2 - U_{cm}^2}. \quad (10)$$

Третий участок ограничительной характеристики наступает у 24-пульсового инвертора в режиме 8-9 при $\beta > 15^\circ + \alpha_{9-10}$ и угле коммутации $\gamma_u < 15^\circ$, а у 12-пульсового инвертора в режиме 4-5 при $\beta > 30^\circ + \alpha_{5-6}$ и угле коммутации $\gamma_u < 30^\circ$. На этом участке ограничительная характеристика находится из уравнения (3) при условии, что вместо угла запаса δ необходимо в уравнении (3) использовать для 24-пульсового инвертора величину $(\delta + \alpha_{9-10})$, а для 12-пульсового инвертора — величину $(\delta + \alpha_{5-6})$. Тогда предельный ток 24-пульсового инвертора в режиме 8-9 при $\beta > 15^\circ + \alpha_{9-10}$ и $\gamma < 15^\circ$ находится из уравнения

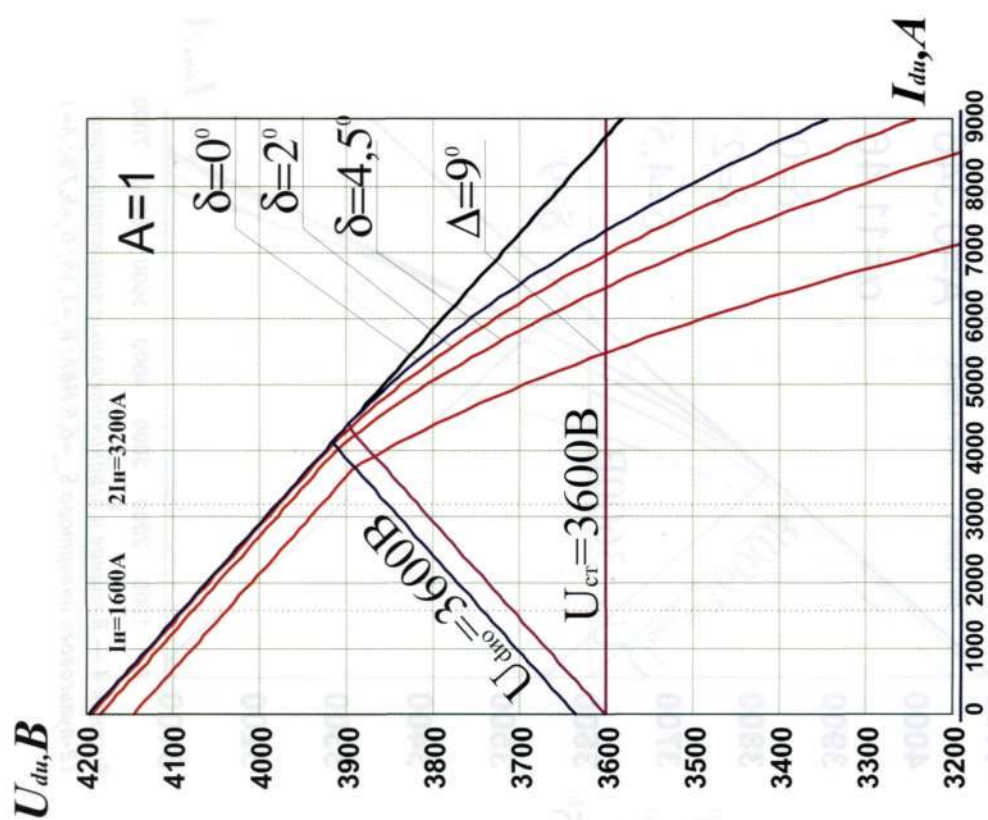


Рисунок 1 — Внешние и ограничительные характеристики 6-пульсового инвертора $S_{mu}=9,36$ МВА; $K_o=1,25$; $U_k=6,41\%$; $A=1$.

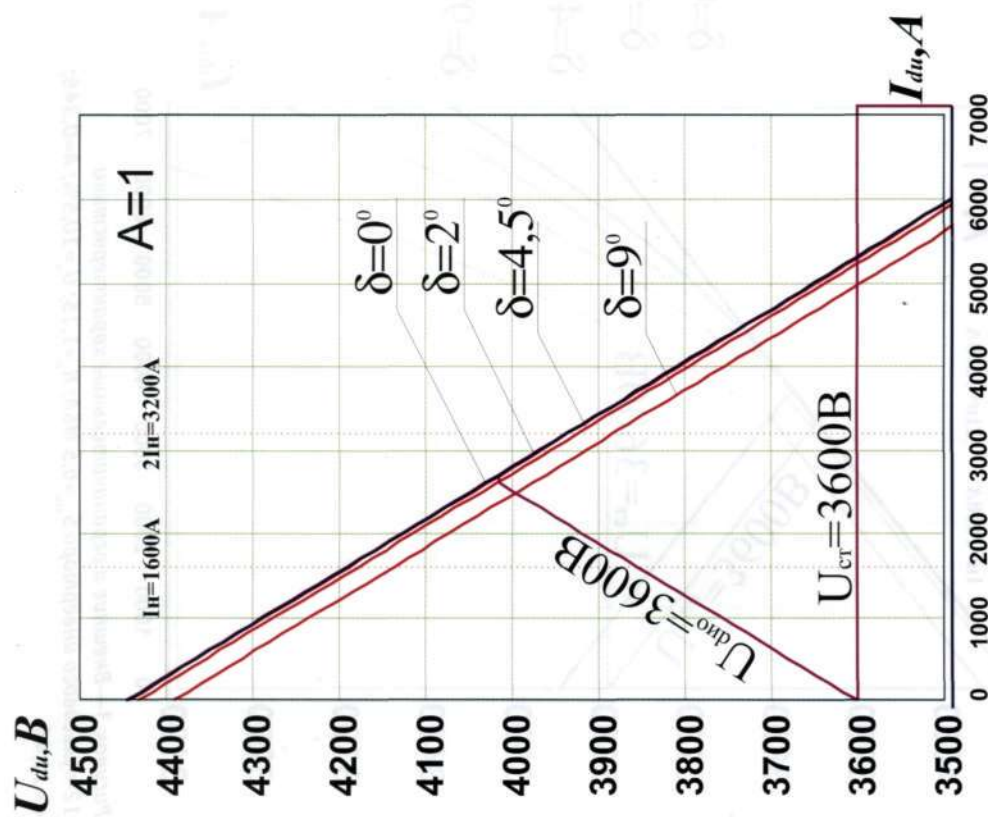


Рисунок 2 — Внешние и ограничительные характеристики 12-пульсового инвертора $S_{mu}=8,39$ МВА; $K_o=1,18$; $U_k=5,25\%$; $A=1$.

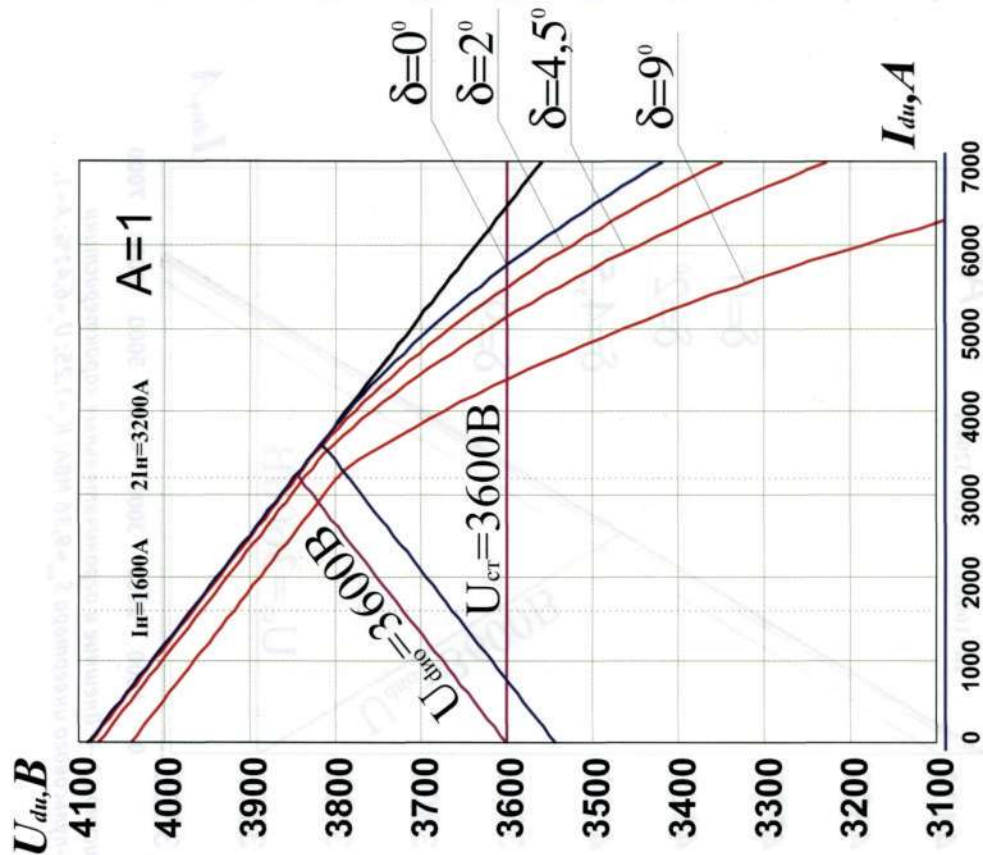


Рисунок 3—Внешние и ограничительные характеристики 12-пульсового инвертора $S_{\text{инв}} = 6,5 \text{ МВА}$; $K_0 = 1,15$; $U_k = 10,5\%$; $A = 0,346$; $\alpha = 11,46^\circ$.

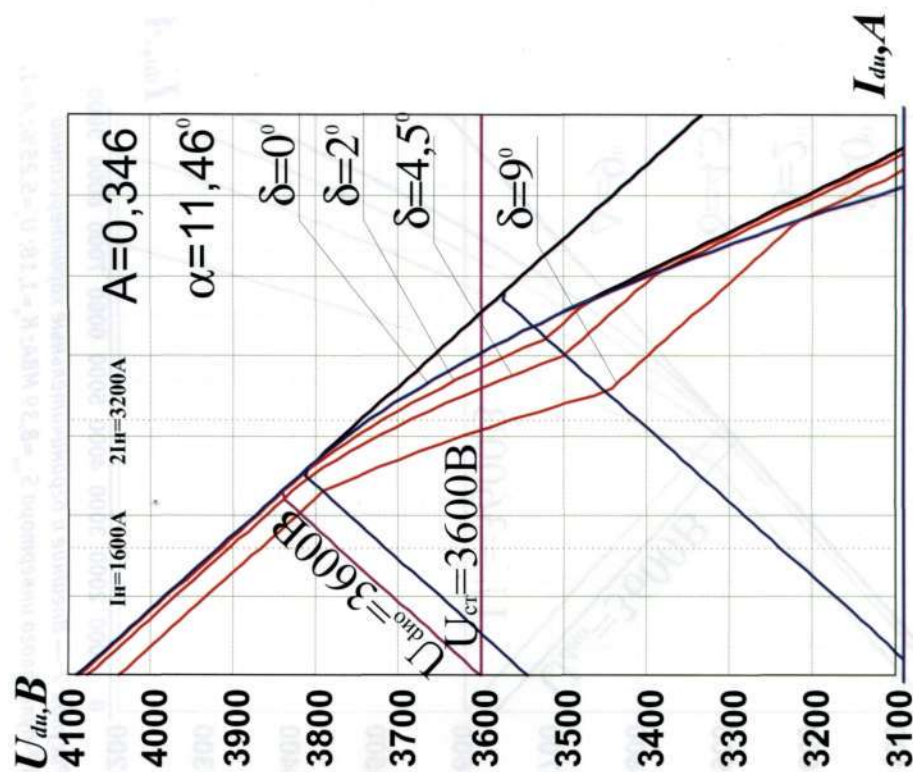


Рисунок 4 — Внешние и ограничительные характеристики 12-пульсового инвертора $S_{\text{инв}} = 6,5 \text{ МВА}$; $K_0 = 1,15$; $U_k = 5,7\%$; $A = 1$.

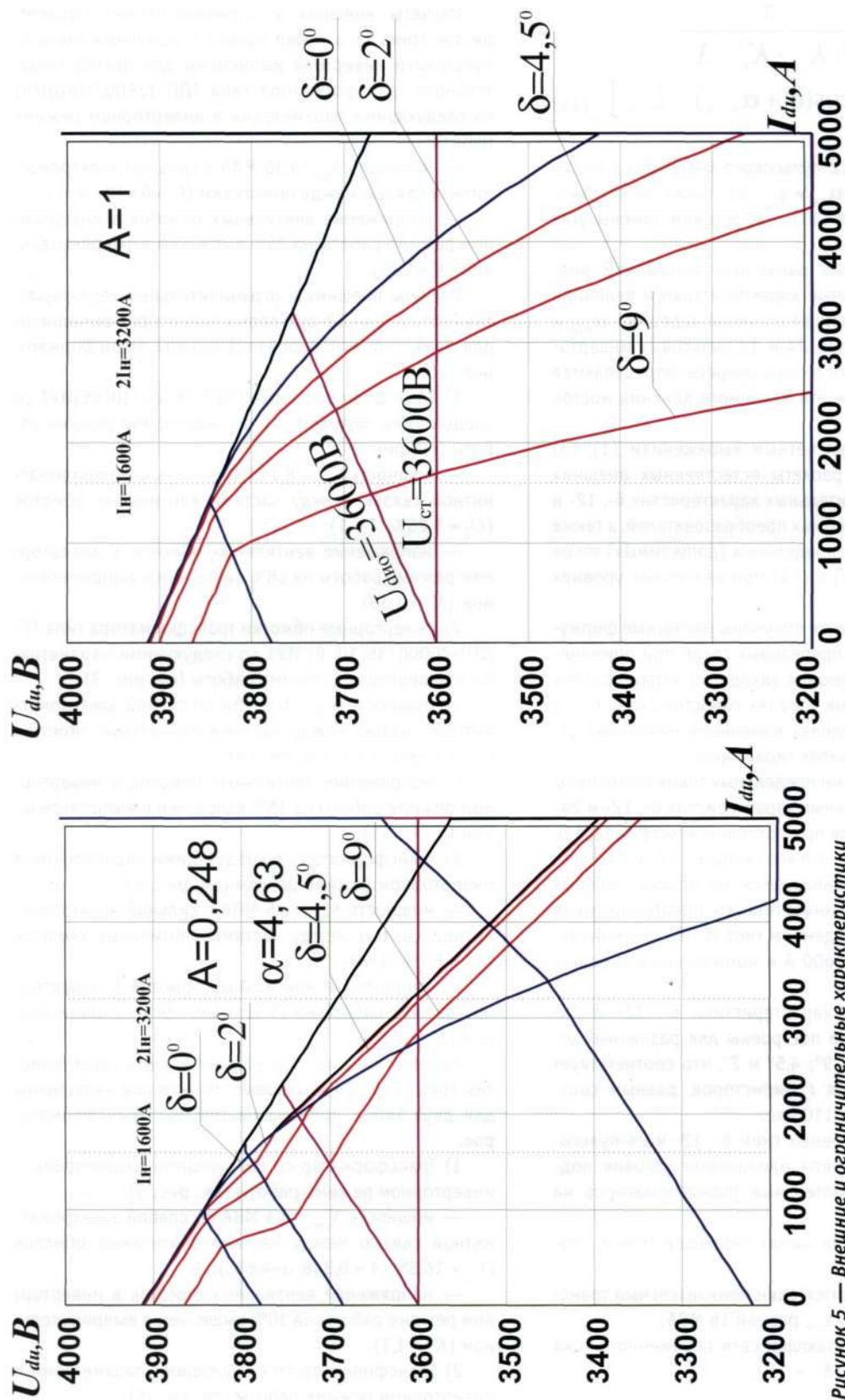


Рисунок 6 — Внешние и ограничительные характеристики 24-пульсового инвертора $S_{ти}=6,3$ МВА; $K_0=1,10$; $U_k=9,5\%$; $A=1$.

Рисунок 5 — Внешние и ограничительные характеристики 24-пульсового инвертора $S_{ти}=6,3$ МВА; $K_0=1,10$; $U_k=16,3\%$; $A=0,248$; $J=4,63$.

$$I_{np} = \frac{\pi}{3 \cdot K_{cx} \cdot K_o^2 \cdot X_{vo}} \cdot [K_u \cdot K_o \cdot U_{do} \cdot \cos(\delta + \alpha_{9-10}) - U_{cm}]. \quad (11)$$

Предельный ток 12-пульсового инвертора в режиме 4-5 при $\beta > 30^\circ + \alpha_{s-6}$ и $\gamma_u < 30^\circ$ также может быть найден из уравнения (11) при условии замены угла задержки α_{9-10} на угол α_{s-6} .

Из представленных расчетных выражений видно, что ограничительные характеристики и величина предельных токов зависят от углов задержки α_{9-10} и α_{s-6} соответственно для 24- и 12-пульсовых инверторов, значения которых, в свою очередь, определяются величиной коэффициента взаимного влияния мостов инвертора A .

По полученным расчетным выражениям (1), (3) и (9) произведены расчеты естественных внешних (входных) и ограничительных характеристик 6-, 12- и 24-пульсовых инверторных преобразователей, а также выполнена оценка их предельных (допустимых) токов по формулам (4), (10) и (11) при различных уровнях стабилизации.

Автором статьи также получены расчетные формулы для определения предельных токов при применении естественных внешних (входных) характеристик инверторов при любых уровнях холостого хода U_{duo} в любых заданных пределах изменения начальных углов опережения открытия тиристорных β_o .

Для оценки величин предельных токов выполнены расчеты ограничительных характеристик 6-, 12- и 24-пульсовых инверторов при постоянном угле запаса δ . При этом учитывается, что все схемы 6-, 12- и 24-пульсовых инверторов реализуются на основе силовых тиристорных секций инверторного преобразователя с естественным охлаждением типа И-ПТЕ с номинальным входным током 1600 А и номинальным входным напряжением 4000 В.

Ограничительные характеристики 6-, 12- и 24-пульсовых инверторов построены для различных углов запаса δ , равных 9° ; $4,5^\circ$ и 2° , что соответствует временам выключения t_g тиристорных, равным соответственно 500, 250 и 110 мкс.

Для всех сравниваемых схем 6-, 12- и 24-пульсовых инверторов приняты одинаковые условия подключения преобразовательных трансформаторов на тяговых подстанциях:

- мощность к.з. на шинах питающей сети S_K составляет 500 МВА;
- в работе находится один понизительный трансформатор мощностью $S_{птр}$ равной 16 МВА;
- напряжение питающей сети переменного тока равно номинальному ($K_H = 1,0$).

Расчеты внешних и ограничительных характеристик (рис. 1), а также оценка предельных токов 6-пульсового инвертора выполнены для преобразовательного трансформатора типа ТДП-12500/10(6)ИУ1 со следующими параметрами в инверторном режиме работы:

- мощность $S_{TH} = 9,36$ МВА с сильной электромагнитной связью между обмотками ($U_K = 6,41\%$, $A = 1$);
- напряжение вентильных обмоток в инверторном режиме работы на 25% выше, чем в выпрямительном ($K_o = 1,25$).

Расчеты внешних и ограничительных характеристик (рис. 2, 3, 4) 12-пульсовых инверторов выполнены для трех типов преобразовательных трансформаторов.

1) Трансформатор типа ТРДП-16000/10(35)ИУ1 со следующими параметрами в инверторном режиме работы (см. рис. 2):

- мощность $S_{TH} = 8,39$ МВА с сильной электромагнитной связью между частями вентильных обмоток ($U_K = 5,25\%$, $A = 1$);
- напряжение вентильных обмоток в инверторном режиме работы на 18% выше, чем в выпрямительном ($K_o = 1,18$).

2) Инверторные обмотки трансформатора типа ТРДП-20000/35(10, 6) ИУ1 со следующими параметрами в инверторном режиме работы (см. рис. 3):

- мощность $S_{TH} = 6,5$ МВА со слабой электромагнитной связью между частями вентильных обмоток ($U_K = 10,5\%$, $A = 0,346$, $\alpha = 11,46^\circ$);
- напряжение вентильных обмоток в инверторном режиме работы на 15% выше, чем в выпрямительном ($K_o = 1,15$).

3) Трансформатор со следующими параметрами в инверторном режиме работы (см. рис. 4):

- мощность $S_{TH} = 6,5$ МВА с сильной электромагнитной связью между частями вентильных обмоток ($U_K = 5,7\%$, $A = 1$);
- напряжение вентильных обмоток в инверторном режиме работы на 15 % выше, чем в выпрямительном ($K_o = 1,15$).

Расчеты внешних и ограничительных характеристик (рис. 5, 6) 24-пульсовых инверторов выполнены для двух типов преобразовательных трансформаторов.

1) Трансформатор со следующими параметрами в инверторном режиме работы (см. рис. 5):

- мощность $S_{TH} = 6,3$ МВА со слабой электромагнитной связью между частями вентильных обмоток ($U_K = 16,3\%$, $A = 0,348$, $\alpha = 4,63^\circ$);
- напряжение вентильных обмоток в инверторном режиме работы на 10% выше, чем в выпрямительном ($K_o = 1,1$).

2) Трансформатор со следующими параметрами в инверторном режиме работы (см. рис. 6):



— мощность $S_{TH} = 6,3$ МВА с сильной электромагнитной связью между частями вентильных обмоток ($U_K = 9,5\%$, $A = 1$);

— напряжение вентильных обмоток в инверторном режиме работы на 10 % выше, чем в выпрямительном ($K_o = 1,1$).

Анализируя представленные графики внешних и ограничительных характеристик, можно оценить величины предельных токов I_{np} при любых видах входных характеристик инверторов с любыми уровнями холостого хода U_{duo} или стабилизации U_{cm} напряжения.

Для примера выполним оценку предельных токов 6-, 12- и 24-пульсовых инверторных преобразователей для наиболее часто применяемых на тяговых подстанциях входных характеристик инверторов:

— естественная характеристика при $U_{duo} = 3600$ В;

— стабилизированная характеристика при $U_{cm} = 3600$ В.

Результаты расчетов предельных токов для 6-пульсового инвертора приведены в табл. 1, для трех вариантов 12-пульсового инвертора — в табл. 2, а для двух вариантов 24-пульсового инвертора — в таблице 3.

Для сравнения предельных токов рассматриваемых 6-, 12- и 24-пульсовых инверторов с токами нормальных нагрузок и возможных перегрузок на рисунках также приведены величины номинального тока $I_H = 1600$ А и двухкратной $2I_H = 3200$ А перегрузки инверторных преобразователей.

Из анализа результатов расчета, приведенных на рис. 1—6 и в табл. 1—3, можно сделать следующие выводы.

1. Применение разработанной методики расчета внешних (входных), ограничительных характеристик и предельных (допустимых) токов для 12- и 24-пульсовых инверторных преобразователей позволяет обеспечить значительное уточнение указанных характеристик и учесть взаимное влияние мостов как при

слабой, так и при сильной электромагнитной связи между частями расщепленных вентильных обмоток.

2. Значительное увеличение (до 25%) напряжения вентильных обмоток трансформатора в инверторном режиме по отношению к напряжению выпрямительного режима у 6-пульсовых инверторов приводит к существенному увеличению углов опережения открытия тиристоров β и снижению энергетических показателей инверторов.

3. У 12- и 24-пульсовых инверторов, за счет повышения жесткости входных и ограничительных характеристик, их устойчивая работа с двухкратной перегрузкой достигается, соответственно, при 15 и 10%-м увеличении напряжения вентильных обмоток трансформатора в инверторном режиме по отношению к напряжению выпрямительного режима, что позволяет значительно уменьшить углы опережения открытия тиристоров β , снизить мощность трансформаторного оборудования и повысить энергетические показатели инверторных преобразователей.

4. В случае применения 12-пульсовых инверторных преобразователей с трансформаторами мощностью 6,5 МВА со слабой электромагнитной связью между обмотками устойчивую работу с двухкратной перегрузкой и выше можно осуществить при использовании тиристор с временем выключения t_g равным 250 мкс и менее.

5. При применении 12-пульсовых инверторов с трансформаторами мощностью 6,5 МВА с сильной связью между обмотками устойчивость работы с двухкратной перегрузкой и выше можно реализовать при использовании тиристор с любым временем выключения t_g равным менее 500 мкс.

6. У 24-пульсовых инверторных преобразователей с трансформаторами мощностью 6,3 МВА как с сильной, так и со слабой электромагнитной связью между обмотками устойчивую работу с двухкратной перегрузкой и выше можно осуществить при использовании тиристор с временем выключения t_g равным 110 мкс и менее.

Таблица 1 — Предельные токи 6-пульсового инвертора с параметрами трансформатора ($S_{TH} = 9,36$ МВА; $U_K = 6,41\%$; $A = 1$; $K_o = 1,25$)

| N п/п | Углы запаса и время выключения тиристоров | Предельные токи | |
|----------|----------------------------------------------------|----------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------|
| | | Естественная характеристика при $U_{duo} = 3600$ В | Стабилизированная характеристика при $U_{ct} = 3600$ В |
| 1 | $\delta = 9^\circ$; $t_g = 500$ мкс | $I_{np1(9)} = 2500$ А | $I_{np2(9)} = 5000$ А |
| 2 | $\delta = 4,5^\circ$; $t_g = 250$ мкс | $I_{np1(4,5)} = 2600$ А | $I_{np2(4,5)} = 5250$ А |
| 3 | $\delta = 2^\circ$; $t_g = 110$ мкс | $I_{np1(2)} = 2650$ А | $I_{np2(2)} = 5300$ А |

| N п/п | Углы запаса и время выключения тиристоров | Предельные токи | |
|----------|----------------------------------------------------|--------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------|
| | | Естественная характеристика при $U_{duo}=3600$ В | Стабилизированная характеристика при $U_{cm}=3600$ В |



Таблица 3 — Предельные токи 24 импульсного инвертора при двух типах применяемых преобразовательных трансформаторов

| N п/п | Углы запаса | Предельные токи | |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------|---------------------------------------|--------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------|
| | и время выключения тиристоров | Естественная характеристика при $U_{duo}=3600$ В | Стабилизированная характеристика при $U_{cm}=3600$ В |
| 1. Трансформатор ($S_{TH}=6,3$ МВА; $U_K=16,3$ %; $A=0,248$; $K_o=1,1$; $\alpha=4,63^\circ$) | | | |
| 1.1 | $\delta=9^\circ$; $t_g=500$ мкс | $I_{np1(9)}=1500$ А | $I_{np2(9)}=2800$ А |
| 1.2 | $\delta=4,5^\circ$; $t_g=250$ мкс | $I_{np1(4,5)}=1900$ А | $I_{np2(4,5)}=3200$ А |
| 1.3 | $\delta=2^\circ$; $t_g=110$ мкс | $I_{np1(2)}=2100$ А | $I_{np2(2)}=3250$ А |
| 2. Трансформатор ($S_{TH}=6,3$ МВА; $U_K=9,5$ %; $A=1$; $K_o=1,1$) | | | |
| 2.1 | $\delta=9^\circ$; $t_g=500$ мкс | $I_{np1(9)}=1500$ А | $I_{np2(9)}=1750$ А |
| 2.2 | $\delta=4,5^\circ$; $t_g=250$ мкс | $I_{np1(4,5)}=2400$ А | $I_{np2(4,5)}=2850$ А |
| 2.3 | $\delta=2^\circ$; $t_g=110$ мкс | $I_{np1(2)}=2650$ А | $I_{np2(2)}=3550$ А |

Литература

1. Соколов С.Д., Бей Ю.М. и др. Полупроводниковые преобразовательные агрегаты тяговых подстанций. — М.: Транспорт, 1979. — 264 с.
2. Поссе А. В. Схемы и режимы электропередач постоянного тока. — Л.: Энергия, 1973. — 303 с.
3. Неугодников В. П., Неугодников Ю. П., Бей Д. Ю., Неугодников И. П. Двенадцатипульсовый выпрямительно-инверторный преобразователь для тяговых подстанций электрифицированных железных дорог // Актуальные проблемы безопасности на железнодорожном транспорте: Сб. науч. тр. — Екатеринбург: УрГАПС. — 1994. — Вып. 1 (83). — с. 142—150.
4. Неугодников Ю.П., Неугодников В. П. Схемы 12- и 24-пульсовых выпрямительно-инверторных преобразователей тяговых подстанций // Энергосберегающие технологии на железнодорожном транспорте: Сб. науч. тр. — Екатеринбург: УрГАПС. — 1995. — Вып. 3(85). — С. 55—70.
5. Неугодников Ю.П., Неугодников И. П. Оценка энергетических показателей 12- и 24-пульсовых выпрямительно-инверторных преобразователей тяговых подстанций // Энергосберегающие технологии на железнодорожном транспорте: Сб. науч. тр. — Екатеринбург: УрГАПС. — 1995. — Вып. 3(85). — С. 71—82.
6. Неугодников Ю. П., Неугодников И. П. Оценка предельных токов 24-пульсовых инверторных преобразователей тяговых подстанций // Наука и транспорт сегодня: проблемы и решения: Сб. науч. тр. ч. 1. — Екатеринбург: УрГАПС. — 1996. — Вып. 5(87). — С. 52—57.
7. Неугодников Ю.П. Аварийные режимы многопульсовых инверторных преобразователей тяговых подстанций // Повышение надежности работы устройств электроснабжения железных дорог: Сб. науч. тр. — Екатеринбург: УрГАПС. — 1996. — Вып. 5(87). — С. 55—70.

КОНСТАНТИН ВЛАДИМИРОВИЧ ЧЕЧКИН

К сожалению, имя Константина Владимировича Чевкина (1803—1875) сегодня почти неизвестно. Однако в свое время это был выдающийся военный и государственный деятель, сенатор, генерал-адъютант, член Государственного совета. Велика заслуга К.В. Чевкина в развитии науки и образования в Екатеринбурге. Он был инициатором создания в городе магнитометеорологической обсерватории - первого на Урале научного учреждения. Именно К.В. Чевкин добился финансирования и руководил ее созданием [2, с.91]. Обсерватория повлияла на становление других научных и учебных заведений в Екатеринбурге.

Особенно велики заслуги К.В. Чевкина в ускорении развития железных дорог в России. Он посвятил этому важному делу более 20 лет своей жизни, был членом комитета по строительству магистрали Петербург - Москва. За вклад в организацию этой стройки ему присвоили звание генерал-адъютанта - одно из высших званий в России.

В 1857 г. он был назначен главноуправляющим путями сообщения и публичными зданиями. На этом посту он проводил политику нового царя, Александра II, по привлечению иностранного капитала к строи-

тельству железных дорог [1, с.79]. Он провел серию переговоров с иностранными предпринимателями, в результате которых была заключена концессия на сооружение сети железных дорог. В нее входили направления Москва - Нижний Новгород, Москва - Фелдосия, Курск - Либава. Общая протяженность намеченных к строительству дорог составила около 4000 км. 26 января 1857 года был издан Указ о создании первой сети железных дорог, образовано Главное общество российских железных дорог. За десять лет (1855—1864 г.г.), несмотря на неимоверные трудности, нецелевое расходование средств, раздутые штаты, переделки, недостаточный контроль, приводящие к неполному выполнению намеченного плана, было построено 2750 км дорог. Среди них: Петербург - Варшава, Москва - Нижний Новгород, Москва - Рязань. Общая протяженность их составила 3700 км [1, с.84]. Таким образом, протяженность дорог увеличилась в 2,7 раза по сравнению с предыдущим периодом, и в этом несомненная заслуга К.В. Чевкина.

За заслуги в создании железных дорог и развитии сети геофизических наблюдений он был избран Почетным членом Петербургской Академии наук.

Литература

1. История железнодорожного транспорта России. Том 1. 1836 - 1917. - СПб- Москва, 1994.
2. Очерки по истории гидрометеорологической службы России / Бедрицкий А.И. и др. - СПб: Гидрометеоиздат, 1997. -344 с.



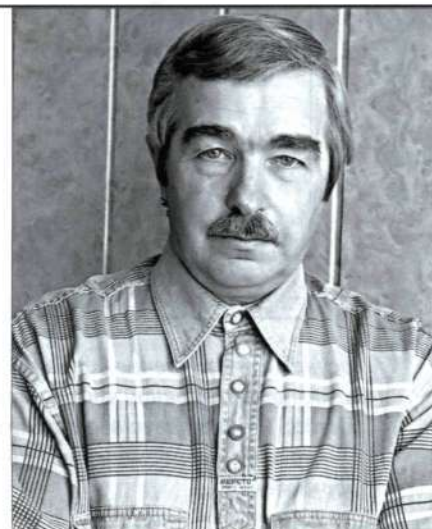
АНАЛИЗ ТОРМОЗНОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПОЕЗДОВ ПРИ ИХ РАЗРЫВЕ

Разрыв поезда, возникающий по любым причинам и в любой ситуации, является аварийным режимом и всегда приводит как минимум к материальному ущербу. Поэтому одним из основных требований к тормозам подвижного состава с первых лет их существования и по настоящее время является автоматичность. Именно таким автоматическим тормозом в мировой практике, обеспечивающим высокую безопасность движения при разрыве поезда путем остановки всех его разорвавшихся частей без участия машиниста, оснащаются все локомотивы и вагоны.

Значимость этого свойства тормозов подтверждается также и тем, что указанный термин является основополагающим в названиях учебников, научных, методических и инструктивных материалов по изучению соответствующей дисциплины «Автоматические тормоза и безопасность движения».

Однако необходимо признать, что в последние более чем 50 лет свойство автоматичности тормозов начинает нарушаться под теми или иными предлогами или нововведениями, как принято называть в последнее время, «по умолчанию». При этом практики предпочитают ссылаться на исключительность ситуаций, приводящих к авариям и крушениям, из-за потери указанного качества тормозов. Не вдаваясь в статистику этих случаев, хочется заметить, что материальный, а в большей степени ущерб, нанесенный здоровью людей, не может оправдать поверхностного отношения к этому, в буквальном смысле жизненно важному свойству систем безопасности.

Впервые в нашей стране существенная утрата свойства автоматичности тормоза возникла при внедрении крана машиниста (КМ) №222. При паровой тяге длина поездов не превышала 600—700 м, и в кране машиниста Казанцева, или № 334, для эффективного отпуска и выполнения утечек тормозов в перекрыше использовалось питающее отверстие диаметром 7 мм. В случае обрыва тормозной магистрали (ТМ) расход воздуха резко возрастал, и давление в головной и хвостовой частях оборвавшегося поезда падало, что обеспечивало их автоматическое торможение [1].



Виталий Романович Асадченко, д.т.н., профессор (УрГУПС)

С переходом на тепловую и электрическую тягу длина поездов возросла до 1000 м и более. Для управления тормозами в этом случае, особенно для отпуска, пришлось расширить питающее отверстие КМ до 13 мм (№№ 222, 394). При обрыве поезда в хвостовой части в этом случае расход воздуха даже несколько снижается, и компрессор включается реже.

По тяговым параметрам на локомотиве машинист не всегда в состоянии определить обрыв поезда, особенно когда сопротивление движению оборвавшейся части равно тормозным силам, развивающимся в головной. Последние изменяются в соответствии с распределением давления в ТМ, показанном на рис. 1 [2, 3].

Поскольку часть вагонов, близких к локомотиву, не тормозит или тормозит неэффективно из-за недостаточного падения давления в ТМ, то свойство автоматичности нарушается, снижая безопасность движения. Как отмечает чл.-корр. В.Г. Иноземцев [3], «при длительном движении поезда после его обрыва достаточно надежной можно считать эффективность тормозных средств оставшейся с локомотивом части, равной половине от расчетной». Таким образом, головная часть оборвавшегося поезда будет иметь тормозное нажатие менее нормативного и может не остановиться на спуске определенной крутизны или остановится на значительно большем тормозном пути.

Учитывая это, для обеспечения свойства автоматичности на грузовых воздухораспределителях (ВР) № 270-002, выпускаемых с 1959 г., были установлены ускорители экстренного торможения, которые срабаты-

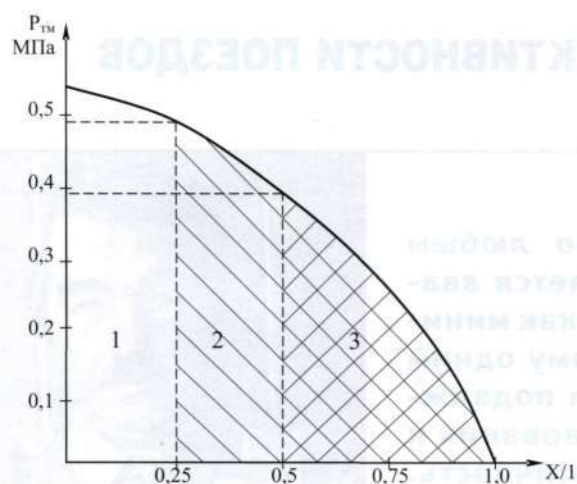


Рисунок 1 – Изменение давления в тормозной магистрали головной части оборвавшегося поезда: 1 — отсутствие тормозного эффекта; 2 — частичное торможение; 3 — полное торможение

вали при обрыве поезда и разряжали ТМ, несмотря на ее питание, через КМ. Из-за нестабильной работы этих ускорителей, особенно при маневровых передвижениях, их конструктивно выключили, а в следующих модификациях ВР №№ 270-005, 483 — исключили.

Чтобы известить машиниста о возможном обрыве поезда или сильной утечке воздуха из ТМ, был разработан сигнализатор обрыва тормозной магистрали с датчиком № 418, который, однако, не обеспечивает автоматичности тормозов [1]. Более того, при обрыве поезда после минимальной первой ступени разрядки ТМ краном машиниста это устройство утрачивает свою работоспособность.

Рассчитаем длину тормозного пути головной части оборвавшегося поезда в реальных условиях с пониженным в соответствии с рис. 1 тормозным нажатием. Поскольку график на этом рисунке построен в относительных значениях по длине поезда, то он справедлив при его обрыве в любом месте, кроме первых 20-25 вагонов, где давление в головной части ТМ все же снижается.

Расчеты показывают, что в оборвавшейся головной части грузового груженого поезда длиной более 25 вагонов, оборудованных композиционными тормозными колодками, произойдет снижение расчетного тормозного коэффициента ϑ_p на 50%, с 0,14 до 0,07. Указанные значения коэффициентов получены в соответствии с методикой [4] путем перерасчета нормативного нажатия чугунных тормозных колодок в грузовом груженом поезде ($\vartheta_p = 0,33$) на нажатие композиционных ($\vartheta_p = 0,14$) при одинаковой эффективности торможения и рекомендациями [3].

Что касается хвостовой части поезда, то за счет свойства автоматичности ее тормоза сработают так, как это происходит при экстренном торможении, и она остановится на кратчайшем тормозном пути.

В соответствии с методикой расчета тормозного пути по интервалам времени можно определить, при каких скоростях обрыва поезда и на каких спусках его головная часть не впишется в нормативную длину тормозного пути. Результаты расчетов сведены в табл. 1, а соответствующие графики приведены на рис. 2.

Согласно Инструкции №277 [5], при 33 тс нажатия колодок на 100 тс веса поезда для грузовых груженных составов максимальная скорость на спуске до 10‰ включительно должна составлять 80 км/ч при длине тормозного пути 1200 м, а на спуске круче 10‰ до 15‰ включительно — 70 км/ч. Расчеты показывают, что головная часть оборвавшегося поезда в эти нормы не укладывается, и скорость движения по указанным условиям должна быть снижена с 80 и 70 км/ч до 50 и 40 км/ч соответственно.

Таким образом, обрыв ТМ в поездном положении ручки крана машиниста приводит к потере свойства автоматичности головной части поезда.

Следующий пример нарушения свойства автоматичности тормозов касается некоторых режимов работы унифицированной схемы тормозного оборудования многосекционных локомотивов. Она разработана в 60-е годы прошлого века и позволила устранить ряд недостатков предыдущей схемы, с четырьмя трубами [1].

В то же время эта схема также не свободна от следующих серьезных недостатков. В ней отпуск тормозов локомотива отдельно от тормозов состава осу-

Таблица 1 — Результаты расчета тормозного пути головной части поезда при обрыве

| Скорость, км/ч | Тормозной путь на уклоне, м | | | |
|-------------------|-----------------------------|------|-------|-------|
| | 0‰ | — 5‰ | — 10‰ | — 15‰ |
| 20 | 142 | 188 | 268 | 442 |
| 40 | 441 | 573 | 810 | 1200 |
| 60 | 950 | 1170 | 1650 | 3160 |
| 80 | 1516 | 1980 | 2840 | — |
| 90 | 1880 | 2600 | — | — |
| 100 | 2200 | — | — | — |

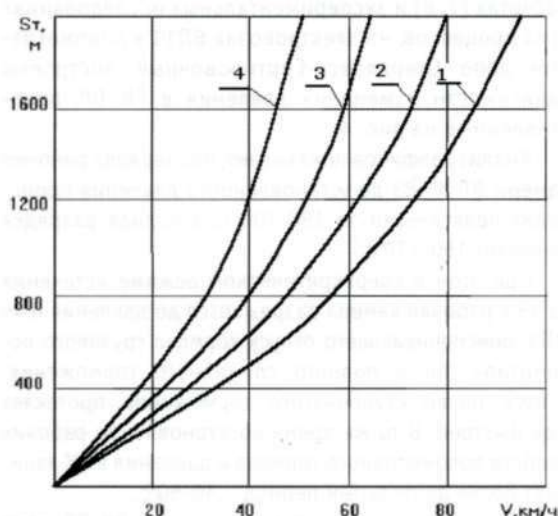


Рисунок 2 – Длина тормозного пути головной части поезда при обрыве: 1, 2, 3, 4 — на спусках соответственно 0, —5‰, —10‰, —15‰

ществляется разрядкой рабочей камеры (РК) ВР через электропневматический вентиль (ЭПВ). При этом для выполнения ступенчатого отпуска ВР № 483 должен быть включен на горный режим работы.

Установка электропневматического вентиля на рабочую камеру ВР снижает ее плотность, а разрядка при отпуске частично или полностью нарушает свойство автоматичности тормозов. Кроме того, горный режим отпуска локомотивного ВР затягивает этот процесс по отношению к составу, увеличивая износ колодок и продольно-динамические усилия [1].

В соответствии с Инструкцией по эксплуатации тормозов подвижного состава железных дорог № 277 [5] при скоростях до 90 км/ч ВР грузового типа на локомотивах включают на порожний режим, а при больших скоростях — на груженный режим торможения. Как пишет В.Г. Иноземцев [6], «порожний режим используют для уменьшения воздействия колодок на

поверхность катания бандажей локомотивов, предотвращения заклинивания колесных пар и образования при гребневых тормозных колодках термических трещин в гребнях бандажей».

Далее он объясняет, что недостаток расчетного тормозного нажатия на локомотиве (вместо минимально требуемого 600 кН на 1000 кН массы локомотива оно составляет только 250 кН, т.е. 42%) компенсируется тормозными средствами состава, а также обязательным применением вспомогательного тормоза локомотива при экстренном торможении. В то же время рекомендуется при гребневых колодках, когда возможно по условиям ведения поезда, производить отпуск локомотивного тормоза (разрядкой РК ВР) независимо от тормозов состава, особенно если ВР включен на груженный режим.

Для анализа указанной ситуации выполнен расчет длины тормозного пути при межсекционном обрыве локомотивов ВЛ11 со скоростями до и более 90 км/ч соответственно на порожнем и груженом режимах торможения ВР, без разрядки РК и вмешательства машиниста. При этом срабатывает автоматический тормоз, и максимальный расчетный тормозной коэффициент электроваз достигает значений 0,25 на порожнем и 0,61 — на груженом режимах ВР [6].

Результаты указанных выше расчетов сведены в табл. 2, и по ним построены графики длин тормозных путей многосекционных локомотивов в зависимости от скорости движения, представленные на рис. 3.

Из данных таблицы и графиков следует, что при порожнем режиме ВР и скорости 90 км/ч на площадке и на спуске 10‰ длина тормозного пути локомотива превышает допустимые согласно Инструкции №277 1200 м, не обеспечивая свойства автоматичности.

Таким образом, обрыв секций локомотива, в том числе с несколькими головными вагонами, на определенном спуске, даже при неразряженной рабочей камере ВР локомотива, на его порожнем режиме создает аварийную ситуацию со всеми вытекающими последствиями. Более того, как отмечено выше, если

Таблица 2 — Результаты расчетов тормозного пути локомотива

| Скорость, км/ч | Длина тормозного пути, м | | | |
|-------------------|--------------------------|-----------------|----------------------|-----------------|
| | $\vartheta_p = 0,61$ | | $\vartheta_p = 0,25$ | |
| | $i=0$ | $i=-10\text{‰}$ | $i=0$ | $i=-10\text{‰}$ |
| 20 | 53 | 60 | 74 | 98 |
| 40 | 149 | 170 | 253 | 353 |
| 60 | 304 | 355 | 569 | 833 |
| 80 | 528 | 625 | 1040 | 1589 |
| 90 | 668 | 790 | 1337 | 2080 |
| 100 | 820 | 985 | 1675 | 2649 |

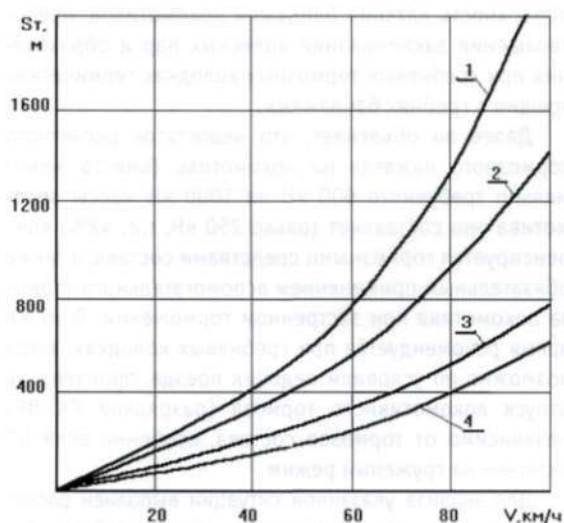


Рисунок 3 — Длина тормозного пути при обрыве секций локомотива: 1, 2 — на спусках —10‰ и 0‰ при порожнем режиме ВР; 3, 4 — на спусках —10‰ и 0‰ при груженом режиме ВР

такой обрыв происходит после первой ступени торможения на крутом затяжном спуске, когда сигнализатор обрыва уже не включается, или при разряженной РК ВР, остановить головную часть поезда без участия машиниста в пределах нормативного тормозного пути невозможно.

Что касается груженого режима ВР на локомотиве, то машинисты, как правило, опасаясь повреждения колес, как показано выше, отпускают его тормоза разрядкой рабочей камеры ВР. Основываясь на

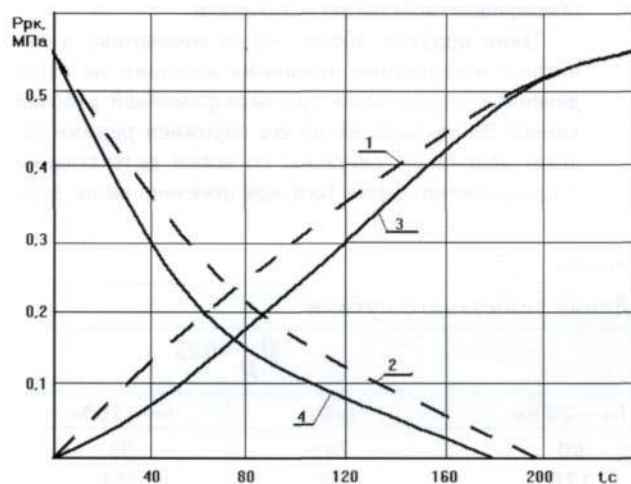


Рисунок 4 — Зависимости зарядки и разрядки РК ВР локомотива: 1, 2 — полученные по расчету; 3, 4 — полученные экспериментально

расчетах [7, 8] и экспериментальных исследованиях этих процессов, на электровозах ВЛ11 в локомотивном депо Свердловск-Сортировочный построены зависимости изменения давления в РК ВР, представленные на рис. 4.

Анализ графиков показывает, что зарядка рабочей камеры ВР №483 до установленного давления происходит практически за 180-200 с, а полная разрядка занимает 160-170 с.

При этом в сверхкритическом режиме истечения за 15 с рабочая камера разряжается до давления 0,45 МПа, обеспечивающего отпуск тормоза грузового локомотива после полного служебного торможения. Отпуск после ступенчатого торможения протекает еще быстрее. В то же время восстановление рабочих свойств локомотивного тормоза и давления в РК занимает более длительный период — 40-50 с.

В зависимости от глубины разрядки РК ВР, если она произведена до разрядки ТМ краном машиниста или до обрыва секций локомотива, давление в тормозных цилиндрах может или не возникнуть, или окажется пониженным, недостаточным для остановки на спуске определенной крутизны. Рассчитать давление в ТЦ $P_{\text{ц}}$ при различных положениях переключателя грузовых режимов торможения и уровнях зарядного давления, а также глубине разрядки РК $\Delta P_{\text{рк}}$ можно по следующему выражению:

$$P_{\text{ц}} = \frac{[(P_{\text{рк}} - \Delta P_{\text{рк}})S_{\text{рк}} - P_{\text{зк}}S_{\text{зк}} - F_{\text{пр}} - F_{\text{тр}}]m}{Ж_{\text{пр}}},$$

где $P_{\text{рк}}$ — начальное давление в РК ВР;

$S_{\text{рк}}$ — площадь главного поршня ВР со стороны РК;

$P_{\text{зк}}$ — давление в золотниковой камере (ЗК);

$S_{\text{зк}}$ — площадь главного поршня со стороны ЗК;

$F_{\text{пр}}$ — усилие предварительного натяга пружины главного поршня;

$F_{\text{тр}}$ — сила трения главного поршня;

m — коэффициент, определяемый грузовым режимом ВР;

$Ж_{\text{пр}}$ — жесткость пружины главного поршня.

С использованием известных параметров главной части ВР произведены расчеты давления в ТЦ при торможении на груженом режиме ВР и различной разрядке его рабочей камеры. На локомотиве ВЛ11 также экспериментально исследован указанный процесс и определена его хорошая сходимость с результатами проведенных расчетов. По полученным данным построен график, представленный на рис. 5.

Как видно по результатам исследований, снижение давления в РК ВР при отпуске тормозов локомотива отдельно от состава приводит к уменьшению



давления в ТЦ, полученного при полном служебном торможении, практически по линейной зависимости. Например, при разрядке РК с 0,55 до 0,45 МПа, которую обычно производит машинист при срабатывании тормоза локомотива, по причинам указанным выше, давление в ТЦ падает до нуля. В соответствии с графиком на рис. 4 машинист добивается этого за 12-15 с. При меньших давлениях в РК устойчивого наполнения ТЦ при торможении не происходит. Возникают несколько небольших волн повышения и снижения давления с результирующей разрядкой ТЦ.

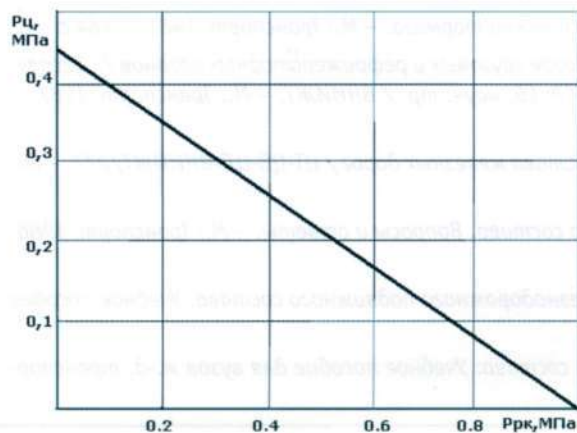


Рисунок 5 – Зависимость давления в ТЦ при торможении от величины разрядки РК ВР

Кроме этого, снижение давления в РК ниже 0,3 МПа приводит к истощению тормоза и в обычной ситуации при отпуске после экстренного торможения прекращается переключателем режимов «равнинный – горный». Это не позволяет оставить подвижной состав без минимального тормозного нажатия и создать аварийную ситуацию на спуске.

В то же время, имея возможность разряжать рабочую камеру, неопытный машинист может создать ситуацию полного истощения тормоза с непредсказуемыми последствиями. Искусственное вмешательство в работу тормоза локомотива путем значительной разрядки РК ВР как раз и обеспечивает его нежелательный быстрый отпуск при незаряженной тормозной системе.

Учитывая возможный отказ электропневматического вентиля на РК, его заклинивание, перекос, заедание, попадание под открытый клапан инородного тела, снижение плотности соединения и многие другие недостатки, показанные выше, схему управления тормозом локомотива отдельно от состава нужно изменить.

Придать тормозам свойство автоматичности путем применения укорителей экстренного торможения на ВР, как показано выше, неперспективно из-за их нестабильной работы. Использовать «дресселирование» тормозной магистрали, даже временное, в поездном положении в расчете на понижение ее пневматического питания и полное срабатывание тормозов в головной оборвавшейся части невозможно по условиям их отпуска, зарядки и обычного поддержания поездного давления в длинносоставных поездах.

Существующие на некоторых железных дорогах устройства контроля целостности ТМ определяют ее, как правило, косвенным путем и лишь извещают машиниста о возможном обрыве поезда. Системы автоведения поезда или контроль давления в хвостовой части ТМ по радиоканалу также не дают полной гарантии безопасности и не могут применяться повсеместно по целому ряду причин.

При разработке новых локомотивов в последнее время существенно перерабатывают их тяговые, аппаратные и другие части, оставляя в то же время в тормозных системах все перечисленные выше недостатки, несмотря на использование дистанционных поездного №130 и вспомогательного №224 кранов машиниста.

Таким образом, с учетом проведенного анализа можно сделать следующие выводы:

- высокая питательная способность поездных кранов машиниста №222, 394 при обрыве поезда нарушает свойство автоматичности тормозов и безопасность движения его головной части;

- если обрыв поезда происходит после минимальной первой ступени разрядки ТМ, то сигнализатор обрыва не срабатывает и машинист не информируется об аварийной ситуации;

- расчет на адекватные действия машиниста в этих ситуациях, срабатывание сигнализатора обрыва тормозной магистрали с датчиком №418, использование других, известных на данный момент устройств контроля целостности ТМ не обоснованы, так как они свойство автоматичности тормозу не придают;

- применяемая на многосекционных локомотивах унифицированная схема тормозного оборудования имеет ряд существенных недостатков, основным из которых является частичная или полная потеря свойства автоматичности при отпуске тормоза локомотива разрядкой рабочей камеры;

- для устранения указанных недостатков требуется разработка новых эффективных предложений по модернизации существующих тормоз-

ных схем и устройств, о чем неоднократно пишет автор в открытой печати [7, 8].

Ряд предложений по решению указанных проблем, апробированных в условиях эксплуатации, в течение последних лет направляются автором в

ОАО «РЖД». Однако специалисты этого предприятия не отвечают по существу представленных разработок. Похоже, что принцип «умолчания» заражает не только компьютеры, но и ответственных работников железнодорожного транспорта.

Литература

1. Асадченко В. Р. Автоматические тормоза подвижного состава железнодорожного транспорта: Учебный альбом. - М.: УМК МПС России, 2002. - 128 с.
2. Карвацкий Б.Л. Общая теория автотормозов. - М.: Трансжелдориздат, 1947. — 300 с.
3. Иноземцев В. Г., Казаринов В.М., Ясенцев В.Ф. Автоматические тормоза. - М.: Транспорт, 1981. - 464 с.
4. Кузьмина Е.И. и др. Методика типового расчета тормозов грузовых и рефрижераторных вагонов//Эксплуатация тормозов на подвижном составе железных дорог СССР: Сб. науч. тр. / ВНИИЖТ. - М.: Транспорт, 1987. - С. 53-62.
5. Инструкция по эксплуатации тормозов подвижного состава железных дорог/ ЦТ-ЦВ-ЦЛ-ВНИИЖТ/277. - М.: ТрансИНФ0,2002.-160 с.
6. Иноземцев В. Г. Тормоза железнодорожного подвижного состава. Вопросы и ответы. - М.: Транспорт, 1986. - 283 с.
7. Асадченко В. Р. Расчет пневматических тормозов железнодорожного подвижного состава: Учебное пособие для вузов ж.-д. транспорта. — М.: Маршрут, 2004. - 120 с.
8. Асадченко В.Р. Автоматические тормоза подвижного состава: Учебное пособие для вузов ж.-д. транспорта. - М.: Маршрут, 2006. — 365 с.





ПРОТИБОКСОВОЧНАЯ ЗАЩИТА ПРИ ИМПУЛЬСНОМ АВТОМАТИЧЕСКОМ РЕГУЛИРОВАНИИ ТЯГОВОГО ПРИВОДА

Срыв сцепления колеса с рельсом является если не главным, то существенным препятствием на пути увеличения силы тяги»

Сила тяги на железнодорожном транспорте, как известно, ограничена силой сцепления, которая сильно зависит от состояния пути. При срыве сцепления обороты двигателя и колесной пары увеличиваются до недопустимой величины (режим боксования). В настоящее время для реостатного пуска имеется много способов обнаружения боксования с помощью специальных датчиков и его прекращения.

Использование импульсного регулирования тягового привода предполагает автоматическое управление выходными параметрами, в том числе током якоря, а следовательно, силой тяги. Встречаются много предложений по регулированию силы тяги на пределе по силе сцепления. По мнению автора, такое регулирование приводит к большой неравномерности силы тяги, так как сила сцепления зависит от состояния пути, а оно, как известно, непредсказуемо.

Наиболее приемлемым является управление током якоря по алгоритму поддержания заданного значения тока якоря на уровне, меньшем предельного, по условию сцепления. Так как в качестве тягового используется двигатель последовательного возбуждения, то здесь идея отдельного независимого возбуждения в виде протибоксовочного средства теряет всякий смысл. Система автоуправления и при срыве сцепления поддерживает неизменным ток якоря и возбуждения. Однако это обстоятельство в данном случае идет не на пользу, а только усугубляет, т.е. ухудшает протибоксовочные свойства привода.

Исследования, проведенные автором на математической модели, показали, что скорость развития боксования колеблется в пределах $3,8—6,9 \text{ м/с}^2$, т.е. возрастает в 7—10 раз по сравнению с нормальным ускорением ($0,7 \text{ м/с}^2$). Это существенно больше, чем при боксовании двигателя последовательного возбуждения при реостатном пуске ($2—5 \text{ м/с}^2$) [1]. Из сказанного следует, что при импульсном регулировании особенно необходимо применение протибоксовочной защиты.

Для оценки эффективности протибоксовочных средств автором были проведены исследования процессов развития и прекращения боксования при двух способах протибоксовочного воздействия:

а) при создании протибоксовочного воздействия в функции от скорости избыточного скольжения;



Рашит Яхьевич Сулейманов, к. т. н. (УргУПС)

б) при релейном способе создания протибоксовочного воздействия (ступенчатом снижении тока якоря после обнаружения срыва сцепления).

В реальных условиях нет датчика скорости избыточной скорости скольжения. Поэтому исследования проводились на математической модели. Эти исследования показали, что при срыве сцепления ток якоря следует снижать на 60—70% от значения уставки. Было установлено также, что ошибка регулирования тока якоря в блоке управления после срыва сцепления возрастает в 7—10 раз по сравнению с режимом нормального разгона.

В реальном блоке управления выходное напряжение регулятора тока якоря пропорционально ошибке регулирования. Так как это напряжение возрастает в 7—10 раз, то обнаружение срыва сцепления осуществляется электронным пороговым устройством без установки отдельного реле боксования.

После обнаружения срыва сцепления необходимо оказать протибоксовочное воздействие. Эффект релейного воздействия тем выше, чем раньше оно создается после срыва сцепления. С другой стороны, во время движения поезда могут происходить кратковременные срывы сцепления, после которых боксование прекращается самостоятельно.

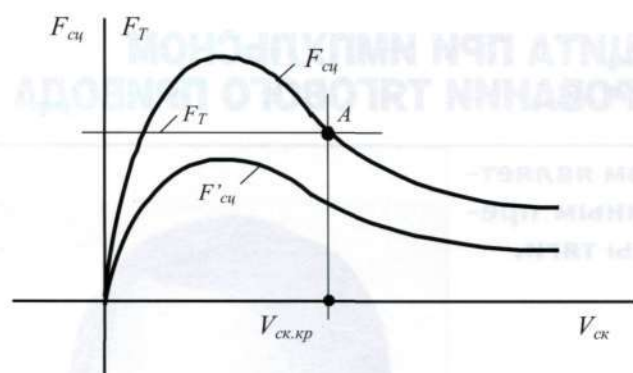


Рисунок 1 — Характеристики сцепления

Это происходит потому, что максимальное расчетное значение силы тяги принимается меньшим, чем потенциальное значение силы сцепления на нормальном участке пути. При этом и на падающем участке характеристики сцепления имеется значение силы сцепления, равное максимальной силе тяги (рис. 1, т. А). Скорость избыточного скольжения, соответствующую этой точке, назовем критической скоростью избыточного скольжения ($V_{ск.кр}$). Если скорость избыточного скольжения колесной пары при выходе на нормальный участок пути будет меньше критического значения, то произойдет прекращение боксования, и наоборот.

Наименьший интервал времени, в течение которого скорость избыточного скольжения достигнет этого значения, определяется инерционностью колесно-моторного блока и минимальным потенциальным значением коэффициента сцепления $\psi_{0\min}$ ($\psi_{0\min} = 0,12$) [2]. Для электропоезда ЭР2 это время составляет около 0,5 с. Следовательно, в течение этого интервала времени после срыва сцепления нет необходимости включать противобоксовочное воздействие.

Ошибка регулирования увеличивается и при изменении уставок, и при реакции системы управления на скачки напряжения в контактной сети. Поэтому возникает задача выделения сигнала о срыве сцепления из общей совокупности сигналов, содержащихся в напряжении ошибки регулирования.

В замкнутой системе авторегулирования ошибка регулирования состоит из двух составляющих [3] – из ошибки от управляющих воздействий (X_1) и от возмущающих воздействий (X_2):

$$X(p) = X_1(p) + X_2(p). \quad (1)$$

При этом

$$X_1(p) = \frac{G(p)}{1 + W(p)}, \quad (2)$$

$$X_2(p) = \frac{W_f(p)}{1 + W(p)} F(p), \quad (3)$$

где $X(p)$ – ошибка регулирования в операторной форме;

$G(p)$ – управляющее воздействие (уставка);

$F(p)$ – возмущающее воздействие;

$W_f(p)$ – передаточная функция объекта регулирования по возмущающему воздействию;

$W(p)$ – передаточная функция разомкнутой цепи регулирования.

Выбор передаточной функции регулятора производится исходя из условия компенсации больших постоянных времени объекта регулирования [4]. С учетом этого имеем

$$W(p) = \frac{1}{pb\sigma}. \quad (4)$$

Функция управляющего воздействия $G(p)$ определяется из условия комфорта для пассажиров. По этому условию ток якоря должен возрастать по экспоненциальному закону ($u_{3.T}$)

$$u_{3.T}(t) = U_{3.T} \left(1 - e^{-\alpha t} \right), \quad (5)$$

где $U_{3.T}$ – напряжение уставки тока якоря;

α – коэффициент затухания ($\alpha = 2-5$).

В операторной форме выражение (5) имеет вид

$$G(p) = \frac{U_{3.T}}{p} - \frac{U_{3.T}}{p + \alpha}. \quad (6)$$

Тогда из уравнения (2) с учетом (4) и (6) получим:

$$X_1(p) = \frac{U_{3.T}}{p \left(1 + \frac{1}{pb\sigma} \right)} - \frac{U_{3.T}}{(p + \alpha) \left(1 + \frac{1}{pb\sigma} \right)} \quad (7)$$

или

$$X_1(p) = \frac{U_{3.T}}{(pb\sigma + 1)} - \frac{U_{3.T}}{\left(p^2 + p \frac{ab\sigma + 1}{b\sigma} + \frac{\alpha}{b\sigma} \right)}. \quad (8)$$

Оригинал этого выражения получается применением формулы разложения

$$x_1(t) = U_{3.T} e^{-t/b\sigma} - U_{3.T} b\sigma \frac{p_1 e^{p_1 t} - p_2 e^{p_2 t}}{p_1 - p_2}, \quad (9)$$

где p_1, p_2 – корни характеристического уравнения – знаменателя второго слагаемого в уравнении (8).

Корни характеристического уравнения, вычисленные по реальным коэффициентам, действительные и разные. Поэтому слагаемые с течением времени затухают.

Анализ выражения (9) показывает, что прохождение сигнала $u_{3,T}(t)$ через систему авторегулирования эквивалентно прохождению его через дифференцирующую RC-цепь, для которой справедливо аналогичное уравнение

$$u_R(p) = U_{3,T} e^{-t/RC} - U_{3,T} \frac{p_1 e^{p_1 t} - p_2 e^{p_2 t}}{p_1 - p_2}, \quad (10)$$

где $P_1 = -\alpha$, $P_2 = -1/RC$.

Отсюда следует, что если на вход противобоксовочного устройства подать напряжение уставки, пропущенное через дифференцирующую цепь с соответствующими параметрами и полярностью, противоположной полярности ошибки регулирования, то влияние изменения уставки будет скомпенсировано.

Остается определить реакцию системы автоуправления на срыв сцепления и развитие боксования. Передаточная функция системы по возмущающему воздействию — боксованию — определяется реакцией двигателя на увеличение скорости вращения колесной пары, выражающееся в росте э.д.с. якоря и изменении тока:

$$E_{\text{я}}(p) = C\Phi(p) \mathcal{V}(p); \quad (11)$$

$$I_{\text{я}}(p) = \frac{U_{\text{дв}}(p) - C\Phi(p) \mathcal{V}(p)}{R_{\text{я}}(pT_{\text{я}} + 1)}. \quad (12)$$

Магнитный поток остается постоянным, так как система и при боксовании поддерживает ток возбуждения постоянным. Тогда переменной величиной будет только скорость вращения колесной пары (\mathcal{V}). При нулевых условиях ($U_{\text{дв}} = 0$) из выражения (12) получим передаточную функцию по возмущению

$$W_f(p) = \frac{C\Phi(p) K_{\text{ДТЯ}}}{R_{\text{я}}(pT_{\text{я}} + 1)}. \quad (13)$$

Сделав допущение, что пуск и боксование происходят с постоянным ускорением ($a = \text{const}$), с учетом $v = at$, получим

$$F(p) = \frac{a}{p^2}. \quad (14)$$

После подстановки в выражение (3) уравнений (13), (14) имеем:

$$X_2(p) = \frac{C\Phi K_{\text{ДТЯ}}}{R_{\text{я}}(pT_{\text{я}} + 1) \left(1 + \frac{1}{pb\sigma}\right) p^2} \cdot a \quad (15)$$

или

$$X_2(p) = \frac{C\Phi K_{\text{ДТЯ}} b\sigma}{R_{\text{я}}} \cdot \frac{1}{pT_{\text{я}} b\sigma \cdot \left(p^2 + p \frac{T_{\text{я}} + b\sigma}{T_{\text{я}} b\sigma} + \frac{1}{T_{\text{я}} b\sigma}\right)} \cdot a. \quad (16)$$

Оригинал этого выражения будет иметь вид

$$x_2(t) = \frac{C\Phi K_{\text{ДТЯ}} b\sigma}{R_{\text{я}}} \cdot a - \frac{C\Phi K_{\text{ДТЯ}} b\sigma}{R_{\text{я}}} \cdot \frac{p_1 e^{p_1 t} - p_2 e^{p_2 t}}{p_1 - p_2} \cdot a. \quad (17)$$

Знаменатель уравнения (16) является характеристическим уравнением. Положительные знаки членов этого уравнения указывают на затухание процесса. Значения корней говорят о том, что второе слагаемое затухает с постоянной времени электрической цепи, значительно меньшей, чем механическая постоянная. Первое слагаемое является постоянной составляющей, пропорциональной ускорению вращения колесной пары a , которое увеличивается при боксовании в 7—10 раз.

Ошибка регулирования от другого возмущающего воздействия — скачка напряжения в контактной сети — получается как результат изменения коэффициента усиления импульсного регулятора (на модели). Исследования показали, что реакция системы регулирования тока якоря на скачки напряжения не превышают 0,1 с, а включение противобоксовочного воздействия необходимо не ранее чем через 0,5 с (как было сказано выше). Поэтому эту составляющую ошибки регулирования можно подавить на входе устройства обнаружения срыва сцепления по временному признаку.

Из всего сказанного следует, что устройство обнаружения боксования должно содержать суммирующее, пороговое и фильтрующие элементы. Схема такого устройства, разработанного автором [5], приведена на рис. 2.

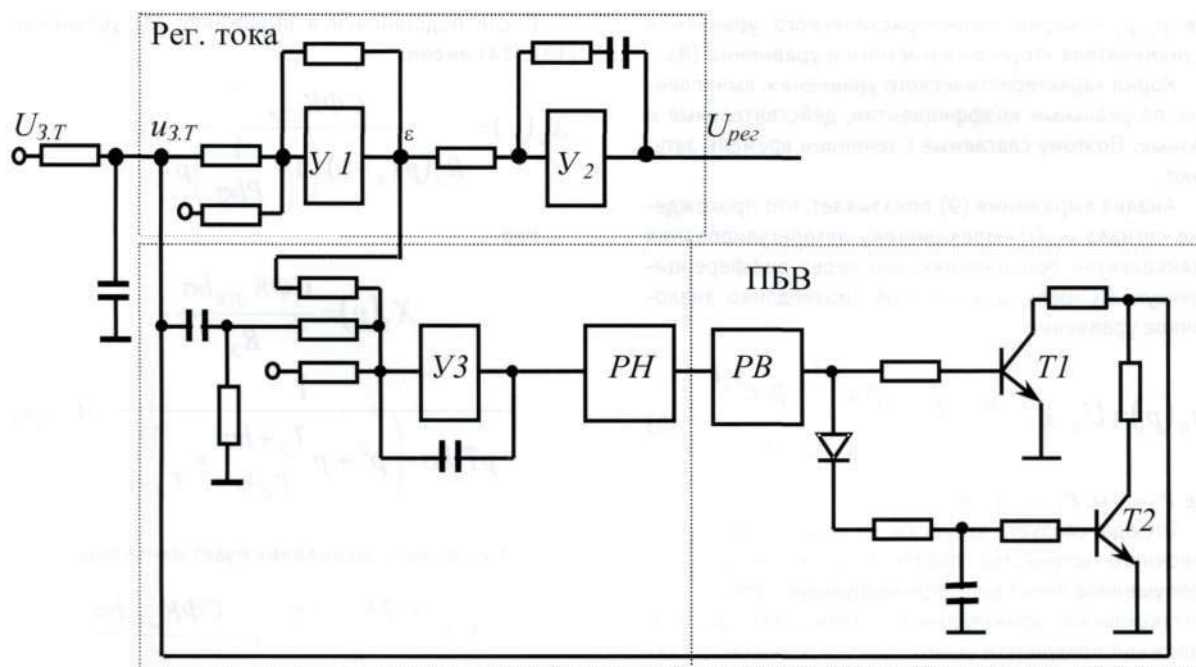


Рисунок 2 — Схема противобоксовочной защиты

Здесь изображены также регулятор тока якоря ($U1$, $U2$) и устройство, формирующее противобоксовочное воздействие (реле времени PB , транзисторы $T1$, $T2$). На входе операционного усилителя $U3$ производится суммирование напряжения ошибки регулирования и компенсирующего напряжения u_R . Кроме того, на вход подается напряжение, компенсирующее напряжение ошибки регулирования при нормальном разгоне и выполняющее роль порогового устройства. Сам операционный усилитель выполняет интегрирование суммы всех входных напряжений и играет роль фильтра совместно с реле напряжения, срабатывающего при достижении напряжением интегрирования порогового значения.

Следует отметить, что значение интеграла на выходе операционного усилителя пропорционально с достаточной точностью скорости избыточного скольжения $V_{ск}$. Поэтому срабатывание реле происходит при одних и тех же значениях этой скорости независимо от интенсивности боксования.

По сигналу реле напряжения включается противобоксовочное воздействие (ПБВ). Алгоритм ПБВ должен быть создан таким образом, чтобы исключить толчки силы тяги и максимально использовать остаточное сцепление колеса с рельсами.

Согласно [2], минимальное значение коэффициента сцепления находится на уровне 0,12. Для прекращения боксования ток якоря должен быть снижен до

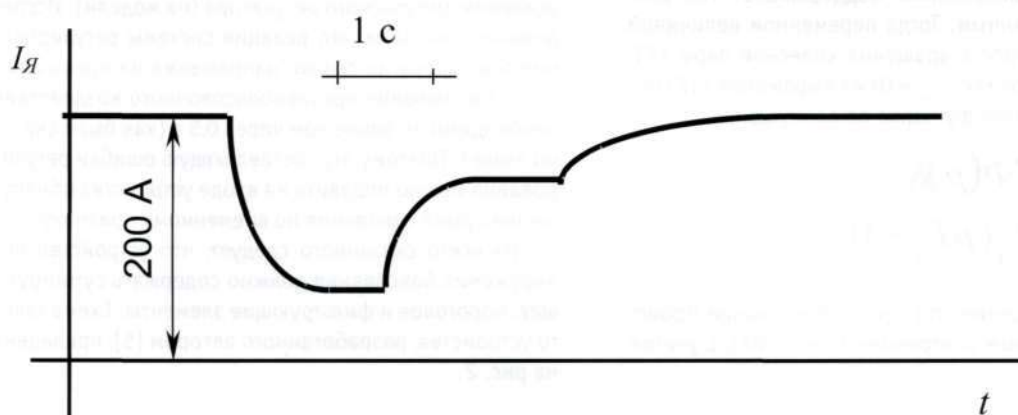


Рисунок 3 — Осциллограмма противобоксовочного воздействия



уровня, при котором сила тяги меньше силы сцепления, т.е. на 60—70 %. При этом происходит затухание боксования за 0,5—0,8 с. По истечении этого времени возможно увеличение тока якоря до значения уставки. Если при этом поезд еще не вышел на участок с нормальной поверхностью рельсов, то произойдет повторный срыв сцепления и новое включение ПБВ с соответствующей потерей силы тяги.

Для сохранения большей силы тяги предлагается поднимать ток якоря в два этапа. На первом этапе ток поднимается до 80% от значения уставки. Срыв сцепления происходит наиболее вероятно на стрелочных переходах и переездах, проезд которых может занять

2—3 с. По истечении этого времени можно начать второй этап повышения тока до значения уставки (рис. 3).

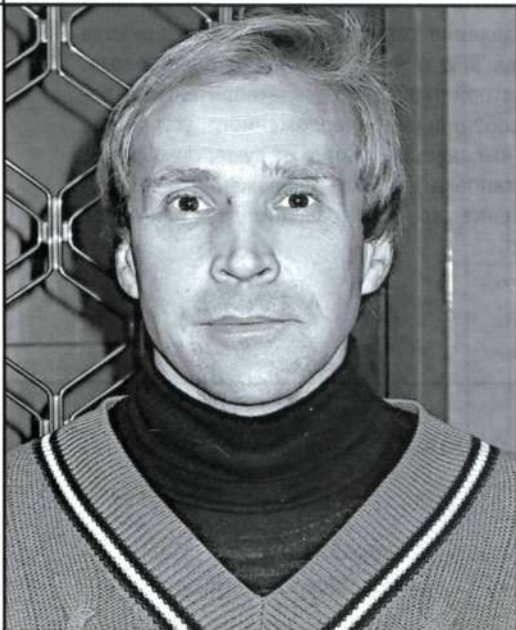
Описанный алгоритм обнаружения боксования и противобоксовочного воздействия был реализован в блоке управления тиристорного тягового привода электропоезда ЭР2 и аккумуляторного электровоза. Испытания устройства дали удовлетворительные результаты. Особенностью предложенного устройства является то, что здесь в отличие от существующих не требуется установка датчиков скольжения и не требуется сравнение скорости вращения двух или более колесных пар.

Литература

1. Минов Д. К. Повышение тяговых свойств электровозов и тепловозов с электрической передачей. — М.: Транспорт, 1965. — 260 с.
2. Розенфельд В. Е. и др. Электрическая тяга. — М.: Трансжелдориздат, 1962.
3. Бесекерский В. А., Попов Е. П. Теория автоматического регулирования. — М.: Наука, 1966.
4. Сулейманов Р. Я. Динамика процессов управления // Транспорт Урала. — 2005. — № 3. — С. 52—55.
5. А.с. № 1318444 (СССР), МКИ В 60 L 3 / 10 / Устройство противобоксовочной и противоюзовой защиты тягового привода / Р. Я. Сулейманов Оpubл. 23.06. 87. — Бюл. № 23.



РАСЧЕТ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ПОЛЕЙ В ИЗОЛЯЦИОННЫХ СТРУКТУРАХ ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ ЛОКОМОТИВОВ



Михаил Гелиевич Дурандин, к.т.н.,
зав. каф. электрической тяги (УрГУПС)

В основе решения проблемы повышения эксплуатационной надежности наиболее ответственных систем, к каковым относятся изоляционные конструкции тягового высоковольтного оборудования, всегда лежит оптимальное соотношение между их прочностными характеристиками и реализуемыми уровнями эксплуатационных нагрузок. Для изоляционных покрытий тяговых электродвигателей данный аспект проблемы особенно актуален, поскольку трудно найти подобные аналоги устройств, где условия работы их изоляции отличались бы столь широким разнообразием нагружающих факторов.

Непрерывное воздействие механических нагрузок в виде циклических ударов и вибраций, 200-градусный диапазон варьирования температурных потенциалов, меняющих градиенты своего распределения в процессе регулирования режимов движения, активное воздействие внешней среды в виде поверхностного осаждения полупроводящей пыли, снега и конденсата делают изоляцию тяговых электрических машин чрезвычайно чувствительной к любым потенциальным перегрузкам.

По-видимому, этим следует объяснять внушительный, но оправданный опытом эксплуатации начальный коэффициент запаса пробивной прочности изоляционных систем современных тяговых электродвигателей. Так, стандартное изоляционное покрытие якорных секций тяговых машин постоянного тока насчитывает до 7 слоев слюдосодержащих лент со средним пробивным напряжением порядка 3,2—3,5 кВ эфф., что с учетом их намотки вполуперекрышу обеспечивает начальный уровень пробивной прочности изоляции якорной секции на уровне 30 кВ эфф. В соотношении с нормируемым максимальным корпусным напряжением в 4 кВ (постоянного) это обеспечивает изначальный коэффициент запаса прочности больше 10.

В то же время практика эксплуатации электровозных тяговых двигателей опровергает наличие этого запаса

прочности, закрепив за высоковольтной изоляцией репутацию наименее надежного в их конструкции элемента. Попытки решения проблемы экстенсивным путем за счет наращивания абсолютной толщины изоляционного барьера являются неэффективными из-за резкого ухудшения теплового баланса машины и повышения вероятности реализации тепловых пробоев.

В этой ситуации дальнейший поиск путей повышения эксплуатационной надежности изоляции тяговых электрических машин ориентирован в первую очередь на совершенствование самой изоляционной структуры. Безусловный приоритет в развитии этого направления имеют исследования в области разработок новых изоляционных покрытий с улучшенными физико-техническими характеристиками. Однако в условиях экономического спада производства и дефицита денежных средств предприятий, специализирующихся на производстве и ремонте тягового электрооборудования, данное направление развивается медленно, поскольку предпочтение в выборе изоляционных материалов до сих пор ведется из критерия их стоимости.

С другой стороны, в научных публикациях уже затрагивался пока малоизученный, но характерный именно для тяговых электродвигателей подвижного состава аспект данной проблемы – композиционный характер высоковольтной изоляции и связанная с



этим неравномерность в распределении потенциальных нагрузок элементов изоляционных конструкций. Развитие данного направления предполагает отказ от сложившегося стереотипа проектирования изоляционных систем тяговых двигателей исходя из усредненных по толщине изоляции уровней потенциальных нагрузок. Речь идет о разработке изоляционных систем, оптимизированных в распределении потенциальных нагрузок по элементам конструкции в соответствии с их функциональным назначением и прочностными характеристиками, и получение на их основе изоляционных композиций, отвечающих условию равнопрочности ее структурных элементов.

Очевидно, что данное направление, начало которому положено в Уральском государственном университете путей сообщения, может быть успешно реализовано только на базе теоретических разработок в области расчета электрических полей в диэлектрических системах с нерегулярной структурой. На сегодняшний день разработана методика расчета нормальной составляющей вектора напряженности электрического поля в многослойной изоляционной системе с разнородными слоевыми компонентами [1].

Несмотря на новаторский характер данной разработки и полученные результаты в виде методики и программы расчета, позволяющей исследовать закономерности распределения параметров электрического поля в многослойных изоляционных системах произвольной структуры, в ней имеется один теоретический недостаток, связанный с наложенным ограничением на однородный характер поля в расчетной модели. Большой научный и практический интерес представлял бы полномасштабный расчет трехмерной модели неоднородной структуры изоляции с учетом заданных краевых условий на электродах произвольной конфигурации, нестационарного характера поведения поля во времени, анизотропии свойств материалов по пространственным осям и многое другое. Анализ технической литературы по данной проблеме выявил ряд методологических особенностей в подходах к этому вопросу.

Как уже было сказано, для изоляционных покрытий силового электромашиного оборудования локомотивов характерна слоевая неоднородность их физической структуры. В соответствии с основными положениями физики диэлектриков [2, 3] это ведет к образованию в изоляционной структуре связанных объемных зарядов, из-за чего при описании полей приходится применять неоднородное дифференциальное уравнение Пуассона, в общем случае не имеющее фундаментального решения:

$$\operatorname{div} \vec{E} = -\frac{\rho_v}{\epsilon_a} \quad (1)$$

где ρ_v – объемная плотность связанных зарядов.

Данное обстоятельство заставляет идти на допущения в соответствии с прикладной направленностью решаемой задачи и ставить задачу поиска частного решения с достаточной для практики точностью.

Анализ традиционных методов расчета электрических полей в диэлектрических средах [4, 5] показывает, что вне зависимости от способов и приемов отыскания решений (фундаментальные решения, конформные преобразования, вариационные методы, численные методы интегрирования и т.д.) в качестве общих допущений наиболее часто используются три положения.

1. Расчеты проводятся для однородных сред с изотропными по всем координатам свойствами. Это позволяет в описании полей применять однородное уравнение Лапласа (уравнение Пуассона без правой части), что в случае относительно простых форм электродов и при заданных краевых условиях оставляет возможность нахождения фундаментальных решений.

2. В большинстве практических методик по умолчанию признается стационарный характер электрического поля, что сводит задачу расчета к нахождению только его пространственного распределения.

3. Прикладные методики, как правило, исходят из идеальности диэлектрических свойств расчетной среды, полагая нулевой активную проводимость изоляции. Даже в случаях, когда рассматриваются двух-трехкомпонентные структуры, во внимание принимаются только их поляризационные параметры, что значительно сужает практическую ценность таких методик.

Представляется, что применительно к изоляционным структурам тяговых электродвигателей данные допущения являются явно некорректными, а исходящие из них методики для расчета многослойных изоляционных структур – неприемлемыми.

Так, в соответствии с фундаментальным понятием вектора плотности полного тока [4] для произвольной точки изоляционной среды выполняется

$$\vec{\delta} = \gamma \vec{E} + \epsilon_a \frac{\partial \vec{E}}{\partial t} \quad (2)$$

где $\vec{\delta}$ — вектор плотности полного тока;

γ — удельная объемная проводимость среды;

ϵ_a — абсолютная диэлектрическая проницаемость среды.

В общем случае электрическое поле внутри многослойной изоляционной структуры нестационарно, и поэтому вектор напряженности, помимо пространственного распределения, является временной функцией. Для удобства разделения этих аргументов в записи выражения (2) представим временную зависимость вектора напряженности через преобразо-

вание Лапласа в соответствии с правилами отображения

$$\bar{\delta}(p) = \gamma \bar{E}(p) + \varepsilon_a p \bar{E}(p) - \varepsilon_a \bar{e}(0), \quad (3)$$

где $\bar{E}(p)$ — изображение вектора напряженности в операторах Лапласа;

$\bar{e}(0)$ — начальные условия для вектора напряженности.

Поле вектора плотности тока относят к вихревым [2, 4], поэтому исходя из принципа непрерывности токовых силовых линий для произвольного момента времени должно выполняться условие

$$\text{div}(\bar{\delta}) = \left(\frac{\partial \delta_x}{\partial x} + \frac{\partial \delta_y}{\partial y} + \frac{\partial \delta_z}{\partial z} \right) = 0. \quad (4)$$

С учетом выражения (2) и при условии изотропности физических свойств изоляционных слоев для произвольной точки внутрислоевого пространства выполняется

$$\begin{aligned} (\gamma + \varepsilon_a p) \left(\frac{\partial E_x}{\partial x} + \frac{\partial E_y}{\partial y} + \frac{\partial E_z}{\partial z} \right) = \\ = \varepsilon_a \left(\frac{\partial e_x(0)}{\partial x} + \frac{\partial e_y(0)}{\partial y} + \frac{\partial e_z(0)}{\partial z} \right). \end{aligned} \quad (5)$$

Согласно теореме Гаусса

$$\text{div}(\bar{D}) = \varepsilon_a \text{div}(\bar{E}) = \rho_v. \quad (6)$$

Откуда после подстановки получаем

$$(\gamma + \varepsilon_a p) \left(\frac{\partial E_x}{\partial x} + \frac{\partial E_y}{\partial y} + \frac{\partial E_z}{\partial z} \right) = \rho_v. \quad (7)$$

Поскольку возможность объемной концентрации зарядов в правой части уравнения сопряжена с наличием физической неоднородности среды, то становится очевидным, что в случаях использования однородных составов изоляции (фарфор, масло, воздух и т.п.) правая часть уравнения отсутствует ($\rho_v = 0$) и поле действительно приобретает стационарный во времени характер, т.к. времязависимый множитель $(\gamma + \varepsilon_a p)$ в выражении (7) перестает играть какую-либо роль. Оставшаяся часть выражения показывает, что распределение поля в этом случае подчиняется однородному уравнению Лапласа с нулевой правой частью, что и используется в большинстве стандартных методик расчета электрических полей.

Однако изоляционные структуры тяговых электродвигателей нельзя причислить к однородным системам, поскольку, изначально являясь слоистой структурой, они образуют композиционную среду с нерегулярными в пространстве физическими свой-

ствами, степень расхождения которых усиливается при наличии градиентов послойного распределения факторов эксплуатационного воздействия — нагрева, увлажнения, неоднородности пропитки и т.д. Очевидным доказательством того, что поля в изоляционных покрытиях тяговых электрических машин не являются стационарными, является широко известный метод их диагностирования на основе коэффициента абсорбции [2].

Нельзя согласиться и с другим общепринятым допущением в отношении нулевой активной проводимости используемых в электромашинном оборудовании изоляционных материалов. Будучи незначительной по величине в исходном состоянии, в реальных условиях эксплуатации сквозная проводимость даже лучших диэлектрических материалов способна повышаться на несколько порядков под воздействием температурного фактора и при объемном увлажнении.

Игнорирование параметра активной проводимости в стандартных методиках расчета полей оправдано тем, что для однородных диэлектрических сред в уравнении (7) правая часть обращается в нуль и показатель проводимости среды γ вместе с содержащим его множителем $(\gamma + \varepsilon_a p)$ перестает быть значимым фактором.

Следует понимать, что упрощающие допущения, по умолчанию принимаемые в стандартных методиках расчета, не являются простой формальностью, усложняющей исходные математические выражения и их решения. За ними стоят проявления принципиально новых свойств полей и особенностей их поведения, не свойственных анализируемому ранее однородным диэлектрическим средам.

Рассмотрим характерную для изоляционных структур тяговых машин область на границе раздела слоев, где наблюдается скачкообразное изменение их физических свойств. Из фундаментального определения дивергенции вектора следует, что определяющим в ее значении фактором выступает поток вектора через объем, окружающий данную точку пространства,

$$\text{div}(\bar{\delta}) = \lim_{\Delta V \rightarrow 0} \frac{\oint \bar{\delta} dS}{\Delta V}. \quad (8)$$

Рассмотрим поток вектора плотности полного тока через бесконечно малый параллелепипед на границе раздела двух сред (рис. 1).

В силу вихревого характера поля вектора плотности полного тока его дивергенция, а значит, и полный поток через площадь поверхности параллелепипеда должны равняться нулю:

$$(\Psi_{x \text{ вх}} - \Psi_{x \text{ вых}}) + (\Psi_{y \text{ вх}} - \Psi_{y \text{ вых}}) + (\Psi_{z \text{ вх}} - \Psi_{z \text{ вых}}) = 0. \quad (9)$$



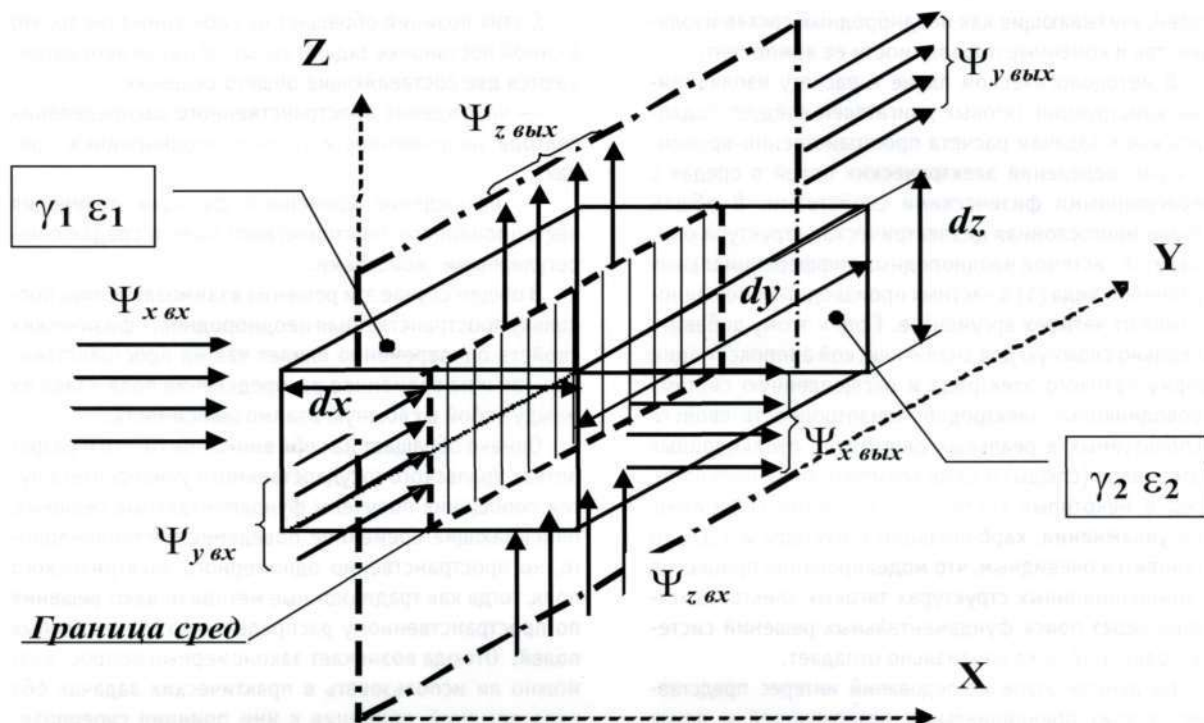


Рисунок 1 — Поток вектора плотности тока на границе двух сред

Поскольку при слоевом характере изоляционной структуры входные и выходные потоки по осям Y и Z равны между собой в силу однородности и изотропности сред по этим направлениям, то из (9) вытекает

$$\Psi_{x \text{ вх}} = \int_{S_{YZ}} (\gamma_1 + \varepsilon_{a1} p) E_{x1}(p) dy dz = \int_{S_{YZ}} (\gamma_2 + \varepsilon_{a2} p) E_{x2}(p) dy dz = \Psi_{x \text{ вых}}. \quad (10)$$

Интегрирование ведется по равным поверхностям, поэтому и подынтегральные выражения равны между собой. Отсюда возникает соотношение между нормальными составляющими вектора напряженности поля в сопрягающихся материалах с различными физическими свойствами

$$\frac{E_{x1}(p)}{E_{x2}(p)} = \frac{(\gamma_2 + \varepsilon_{a2} p)}{(\gamma_1 + \varepsilon_{a1} p)}. \quad (11)$$

Выражение (11) представляет собой более общее описание известного закона преломления вектора напряженности поля на границе двух диэлектрических сред по сравнению с общепринятой записью

$$\frac{E_{x1}}{E_{x2}} = \frac{\varepsilon_{a2}}{\varepsilon_{a1}}. \quad (12)$$

Из сравнения видно, что соотношение (12) является частным случаем закономерности (11), когда действует допущение о нулевой проводимости изоляции и поле носит стационарный во времени характер.

В условиях неоднородного состава изоляции вместе с нестационарностью поведения во времени электрическое поле приобретает более сложный, динамически меняющийся закон своего преломления на границе различных сред. Если в начальные моменты времени (при $t \rightarrow 0$ или $p \rightarrow \infty$) определяющими в распределении выступают поляризационные показатели среды граничащих объемов изоляции (ε_a), то с течением времени закон распределения напряженности по слоям становится функционально зависим от соотношения сразу двух параметров, и в пределе (при $t \rightarrow \infty$ или $p \rightarrow 0$) стремится к распределению, определяемому соотношением чисто проводниковых свойств (γ) сопрягающихся материалов.

Из сказанного вытекает, что изоляционные композиции тяговых электродвигателей не вписываются в общепринятые методики расчета и физико-математического моделирования электрических полей в диэлектрических средах и поэтому характеризуются малой изученностью процессов, особенно для реальных условий воздействия факторов эксплуатационного характера. Для их адекватного моделирования необходимо искать новые методы расчета электрических

полей, учитывающие как неоднородный состав изоляции, так и конечные проводимости ее компонент.

В методологическом плане к расчету изоляционных конструкций тяговых двигателей следует подходить как к задачам расчета пространственно-временных распределений электрических полей в средах с нерегулярными физическими свойствами. В общем случае многослойная диэлектрическая структура описывается системой неоднородных дифференциальных уравнений вида (1) в частных производных смешанного типа от четырех аргументов. Если к этому добавить довольно сложную для аналитической аппроксимации форму пазового электрода и расщепленную систему проводниковых электродов, анизотропность свойств используемых в реальных двигателях изоляционных материалов (слюды) и даже возможную нелинейность сред в некоторых состояниях изоляции (например, при увлажнении, карбонизации структуры и т.д.), то становится очевидным, что моделирование процессов в композиционных структурах тяговых электродвигателей через поиск фундаментальных решений системы уравнений поля изначально отпадает.

На данном этапе исследований интерес представляет анализ принципиальных возможностей и поиск потенциальных методик получения частных решений в условиях поставленной задачи. По-видимому, основным методологическим принципом в получении таких решений для композиционных структур изоляционных конструкций остается принятие допущений, которые снижали бы общий уровень сложности задачи до возможностей расчетных методик, но не противоречили бы прикладной направленности и характеру решаемой задачи.

С этих позиций обращает на себя внимание то, что в самой постановке задачи явным образом просматриваются две составляющие общего решения:

— нахождение пространственного распределения вектора напряженности поля в неоднородных средах;

— нахождение временной функции поведения нестационарного электрического поля в средах с нерегулярными свойствами.

В общем случае эти решения взаимосвязаны, поскольку пространственная неоднородность физических свойств одновременно влияет как на пространственное, так и на временное распределение поля, ставя их между собой в сложную взаимосвязь.

Однако обращает на себя внимание то, что в разработках Уральского государственного университета путей сообщения получены фундаментальные решения, описывающие временное поведение нестационарного, но пространственно одномерного электрического поля, тогда как традиционные методики дают решения по пространственному распределению стационарных полей. Отсюда возникает закономерный вопрос: возможно ли использовать в практических задачах оба вида решений, применив к ним принцип суперпозиции?

Анализ показывает, что возможность такого упрощения задачи связана с представлением композиционных покрытий тяговых электродвигателей в виде линейной кусочно-однородной системы плоскопараллельных элементов, идеально однородных и изотропных в пределах своего объема (рис. 2). С некоторой степенью приближения такая модель адекватна условиям работы изоляции на плоских гранях провод-

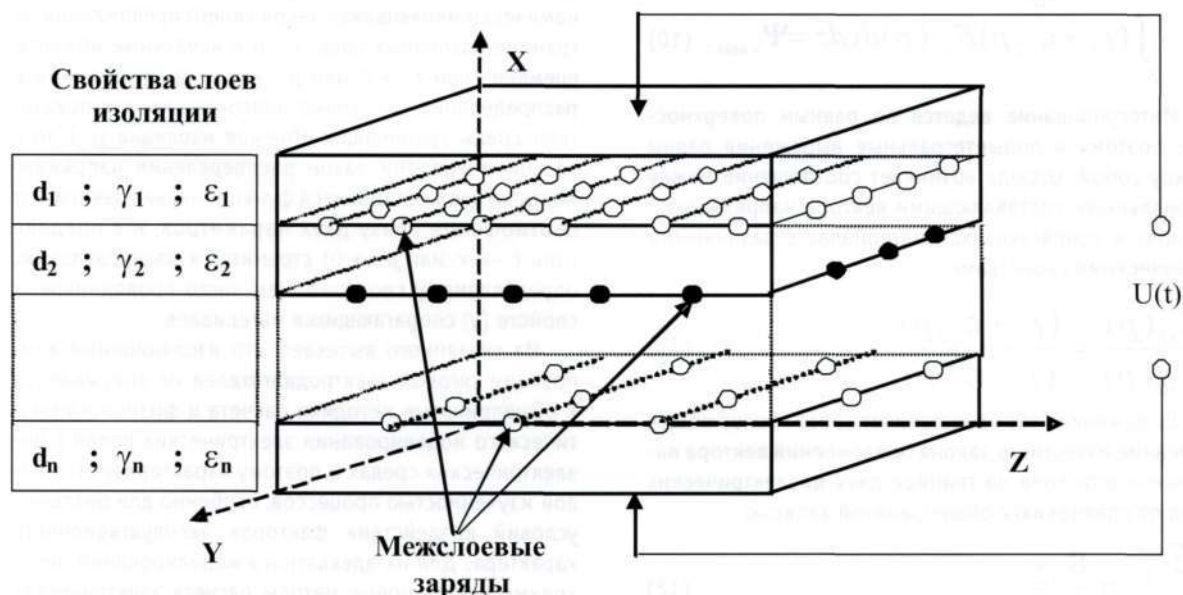


Рисунок 2 – Плоскопараллельная модель изоляционной структуры тяговых электродвигателей



ников обмоток тяговых двигателей. Простота данной модели в сравнении с условиями общей постановки задачи состоит в том, что неоднородность свойств проявляется в пространстве только по одной координате, а именно по нормали к поверхностям плоскопараллельных слоев.

Тогда из приведенных выше рассуждений следует, что временная нестационарность поля характерна только по отношению к нормальной составляющей вектора напряженности. По двум другим ортам изоляция однородна, обладает изотропностью свойств, внутрислойных зарядов, распределенных по объему, не образует и поэтому характеризуется стационарным поведением составляющих вектора напряженности в этих направлениях.

Если решение для вектора напряженности поля в произвольной точке внутрислойного объема изоляции представить в виде принужденной и свободной составляющих, то

$$\vec{E}(t) = \vec{E}_{np} + \vec{E}_{cv} = (E_{xnp} + E_{xcv})\vec{i} + (E_{ynp} + E_{ycv})\vec{j} + (E_{znp} + E_{zcv})\vec{k}. \quad (13)$$

Из условия однородности и изотропности слоев в пределах своего объема вытекает, что внутри каждого слоя пространственное распределение поля подчиняется закону

$$\text{div}(\vec{E}) = \frac{\partial(E_{xnp} + E_{xcv})}{\partial x} + \frac{\partial(E_{ynp} + E_{ycv})}{\partial y} + \frac{\partial(E_{znp} + E_{zcv})}{\partial z} = 0. \quad (14)$$

Свободная составляющая решения во времени является затухающей, однако выражение (14) должно оставаться справедливым и для установившегося режима, поэтому при $t \rightarrow \infty$ выполняется

$$\text{div}(\vec{E}_{np}) = \frac{\partial E_{xnp}}{\partial x} + \frac{\partial E_{ynp}}{\partial y} + \frac{\partial E_{znp}}{\partial z} = 0. \quad (15)$$

Это возможно только в том случае, если и в отношении свободной составляющей в однородной среде выполняется аналогичное условие

$$\text{div}(\vec{E}_{cv}) = \frac{\partial E_{xcv}}{\partial x} + \frac{\partial E_{ycv}}{\partial y} + \frac{\partial E_{zcv}}{\partial z} = 0. \quad (16)$$

Поскольку нестационарность поведения поля во времени связана с проявлением неоднородности физических свойств среды, то при плоскопараллельной модели изоляционного объема с одномерной неоднородностью физических свойств для каждого из слоев будет выполняться

родностью физических свойств для каждого из слоев будет выполняться

$$\begin{cases} \frac{\partial E_{xcv}}{\partial x} = 0 \\ E_{xcv}\vec{i} = \vec{E}_{cv} = \text{const} \end{cases}. \quad (17)$$

Таким образом, в параллельно-слоевой модели изоляционной композиции имеется только нормальная нестационарная составляющая решения вектора напряженности поля, имеющая одномерно-послойное распределение.

Тогда принужденная стационарная составляющая пространственного распределения поля внутри каждого слоя становится независимой от свободной составляющей решения (уравнение (14)) и при условии линейности сред изоляционных слоев общее решение допустимо представлять в виде суперпозиции двух частных решений:

— пространственного распределения принужденной (стационарной) составляющей вектора напряженности поля с учетом граничных условий;

— послойно-временного распределения нестационарной нормальной составляющей вектора напряженности поля.

Характерно, что уже при двухмерной неоднородности физических свойств изоляционной композиции такое упрощение становится неправомерным, поскольку для справедливости выполнения условия (15) потребуются

$$\frac{\partial E_{xcv}}{\partial x} + \frac{\partial E_{ycv}}{\partial y} = 0. \quad (18)$$

Это означает, что на свободную составляющую решения накладывается дополнительное условие ее пространственного распределения внутри каждого из слоев, в силу чего пространственное и временное распределения становятся взаимозависимыми, а общее решение уже не может считаться их суперпозицией.

Таким образом, если ограничить рассмотрение задачи расчета пространственно-временного распределения полей в сложносоставных изоляционных конструкциях рамками плоскопараллельной модели с одномерной нерегулярностью физических свойств, то появляется возможность аналитического решения задачи по отдельным составляющим.

По расчету пространственного распределения стационарных полей разработано достаточно большое число прикладных методик. И хотя фундаментальные решения ограничиваются конкретным перечнем простых форм и конфигураций электродов [4, 5], появление высокопроизводительных процессоров позволяет решать эту задачу и в общей постановке. Опираясь на

встроенные алгоритмы интегрирования различных сред программирования, современные ЭВМ способны за небольшое расчетное время решать системы дифференциальных уравнений весьма высоких порядков (более 100), что делает доступным решение задач по расчету полей применительно к электродам сложной формы с достаточной для практики точностью.

Однако для компьютерного моделирования более универсальными представляются все же приближенно-численные методы расчета пространственного распределения стационарных полей, в первую очередь метод сеток, позволяющий рассчитывать картину поля для электродов произвольной конфигурации с любой требуемой точностью.

Для получения решений по нестационарной составляющей вектора напряженности поля в многослойных изоляционных структурах целесообразно

использовать методику и программу расчета, разработанную в Уральском государственном университете путей сообщения. Расчетная программа, реализующая методику на базе фундаментальных решений уравнений поля, позволяет моделировать слоевую структуру изоляционной системы произвольного состава для любых форм рабочего напряжения с учетом температурных, влажностных распределений, условий предварительной зарядки изоляции и многого другого.

Объединение этих методик в единой технологии расчета электрических полей для неоднородных диэлектрических сред позволит сделать очень важный шаг как в научном исследовании сложной физики процессов в неоднородных диэлектрических структурах, так и в развитии практических методик расчета и проектирования ответственных изоляционных конструкций.

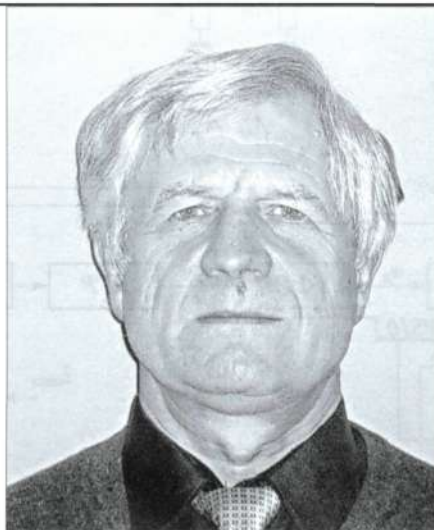
Литература

1. Фролов И.О. Оптимизация изоляционных структур тяговых электродвигателей локомотивов// Дис. ... к.т.н. - Екатеринбург, 2005.
2. Вайда Д. Исследование повреждений изоляции: Пер. с венг./ Под ред. Д.В.Разевиگا. - М.: Энергия, 1968. - 400 с.
3. Сканапи Г.И. Физика диэлектриков (область сильных полей). - М.: Физико-математическая литература, 1958.-907 с.
4. Говорков В.А. Электрические и магнитные поля. - М.: Энергия, 1968. - 488 с.
5. Миролубов Н.В. и др. Методы расчета электростатических полей. - М.: Высшая школа, 1963. -414 с.



СПОСОБЫ РАСЧЕТА ПАРАМЕТРОВ РЕГУЛЯТОРОВ ТОКА РЕКУПЕРАЦИИ МИКРОПРОЦЕССОРНОЙ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ ОПЫТНОГО ЭЛЕКТРОПОЕЗДА С ЗОННО-ФАЗОВЫМ РЕГУЛИРОВАНИЕМ НАПРЯЖЕНИЯ

Рассмотрена структурная схема контуров автоматического регулирования тока рекуперации тягового электропривода постоянного тока с четырехзонным выпрямительно-инверторным преобразователем и микропроцессорной системой управления тормозными режимами опытного электропоезда ЭД9Э. Приведе-



Алексей Яковлевич Якушев, к.т.н., доцент каф. электрической тяги (ПГУПС)



Илья Павлович Викулов, инженер (ПГУПС)

ны расчетные формулы и результаты расчета динамических параметров силовой цепи, параметров настройки регуляторов.

ОАО «Силовые машины» «Электросила» в научно-техническом содружестве с учеными ПГУПС выполняют разработку усовершенствованного комплекта электрооборудования с бесконтактным зонно-фазовым регулированием напряжения тяговых двигателей для энергосберегающих электропоездов переменного тока ЭД9Э [1]. Основу разработки составляет выпускаемое ОАО «Электросила» электрооборудование для серийных электропоездов ЭД9Т. Усовершенствованный комплект электрооборудования содержит тиристорный четырехзонный выпрямительно-инверторный преобразователь (ВИП) и управляемые выпрямители (УВВ) для независимого возбуждения тяговых электродвигателей (ТЭД) в режимах торможения. Управление выпрямительно-инверторным преобразователем и выпрямителями возбуждения с обеспечением стабилизации тока в режимах тяги и электрического рекуперативного торможения осуществляется микропроцессорной системой автоматического управления (САУ).

В тяговом режиме система управления обеспечивает автоматический пуск с заданной уставкой тока и разгон электропоезда при последовательном возбуждении тяговых электродвигателей с тремя ступенями ослабления возбуждения. Расчет параметров настройки регулятора пускового тока тяговых двигателей рассмотрен в [2].

Режим электрического рекуперативного торможения осуществляется при независимом возбуждении ТЭД. Упрощенная принципиальная схема силовых электрических цепей ТЭД и функциональная схема САУ для тормозного режима показаны на рис. 1. В цепь якорей каждой группы ТЭД включены диоды рекуперации VD1, VD2 и стабилизирующие резисторы рекуперации $r_{\text{ст}}$. Питание обмоток возбуждения каждой параллельной группы ТЭД производится от однофазных управляемых выпрямителей УВВ1, УВВ2.

Функциональная схема системы автоматического управления режимом рекуперации состоит из двух контуров регулирования, содержащих регуляторы тока рекуперации (РТР) и тока возбуждения (РТВ). Обратные связи осуществляются посредством датчиков тока якорей (ДТЯ) и тока возбуждения (ДТВ) тяговых электродвигателей. Логические модули ИЛИ-МАХ передают в регуляторы сигналы датчиков тока более нагруженных ТЭД.

В режимах входа в рекуперацию и электрического рекуперативного торможения, пока ток возбуждения ТЭД не достигнет величины ограничения $I_{\text{атаж}} = 250$ А, плавное нарастание и стабилизация тока якорей ТЭД осуществляется регулятором тока возбуждения (РТВ). В этом режиме регулятором тока рекуперации (РТР) устанавливаются постоянные углы управления ВИП на четвертой зоне величиной $\alpha_p = 100\text{—}120$ эл.град.

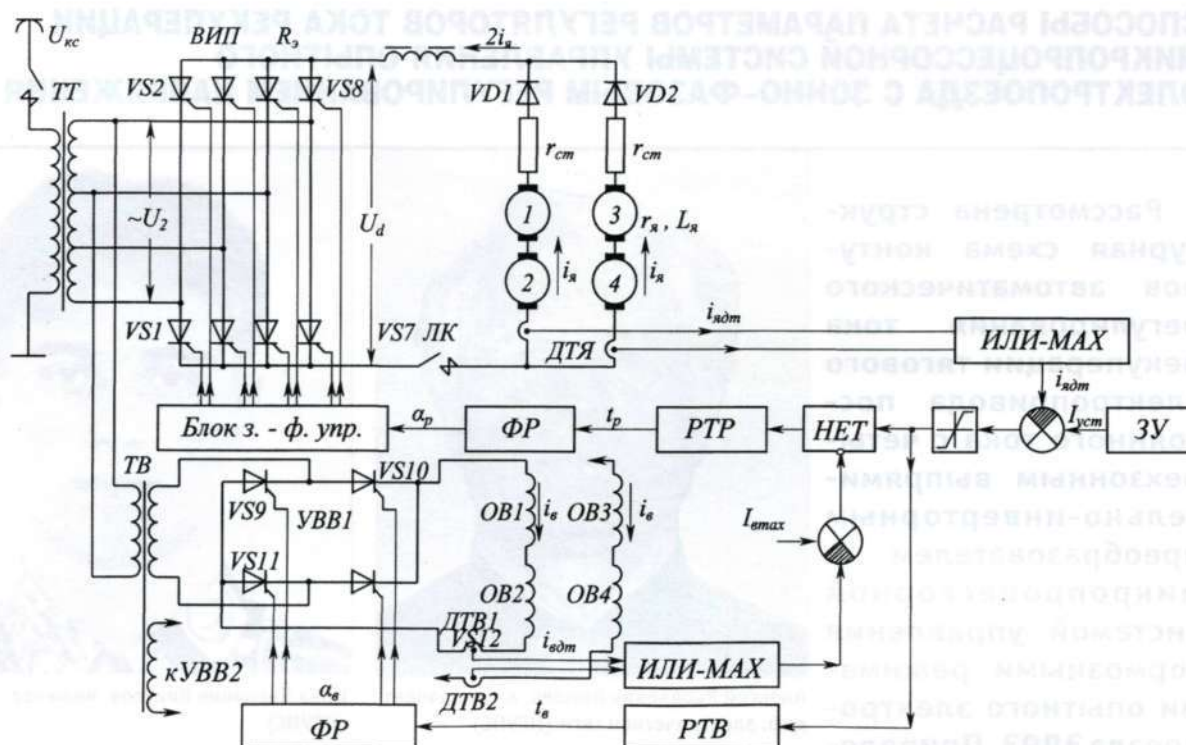


Рисунок 1 — Расчетная схема силовых цепей и функциональная схема САУ моторного вагона электропоезда

Работа интегрального канала регулятора РТР блокируется модулем запрета (НЕТ) по сигналу низкого уровня, сформированному релейным элементом. Регулятор тока возбуждения РТВ формирует по сигналу рассогласования тока рекуперации интервалы фазового регулирования управляемых выпрямителей возбуждения УВВ1, УВВ2. Сигнал рассогласования тока рекуперации ограничивается по уровню в пределах 25% от минимальной уставки тормозного тока для ограничения интенсивности нарастания тока возбуждения ТЭД при входе в рекуперацию. Регулятор тока возбуждения устанавливает ограничение выходного сигнала по допустимому уровню напряжения на коллекторах ТЭД.

Регулятор РТР формирует при разрешающем сигнале релейного элемента интервалы фазового управления ВИП для соответствующей зоны регулирования, обеспечивая стабилизацию тока рекуперации при неизменном токе возбуждения ТЭД.

Переменные величины и параметры элементов упрощенной схемы САУ, представленной на рис. 1, имеют следующие обозначения:

i_a, i_{ad} — токи якорей и возбуждения тяговых двигателей;
 U_d — выходное напряжение ВИП;
 U_{kc} — напряжение контактной сети;
 U_2 — напряжение тяговой обмотки трансформатора (ТТ);

U_{mv} — напряжение трансформатора возбуждения (ТВ);

$i_{adт}, i_{вдт}$ — выходные сигналы датчиков тока якорей и возбуждения тяговых двигателей;

$t_p, t_{\alpha}, \alpha_p, \alpha_b$ — временные и фазовые интервалы задержки отпирания тиристорных плеч ВИП и УВВ.

Задачей расчета является определение параметров настройки регуляторов микропроцессорной системы управления, при которых обеспечивается наименьшая длительность переходных процессов в цепи ТЭД с аperiodическим или монотонно-колебательным характером. Предлагаемый способ расчета разработан на основе частотного метода теории линейных систем автоматического управления с использованием структурных схем, передаточных функций, логарифмических частотных характеристик (ЛЧХ), переходных функций контуров регулирования токов якорей и возбуждения тяговых двигателей.

Для составления структурной схемы и определения динамических параметров контуров регулирования рассмотрены дифференциальные уравнения изменения переменных в цепи выпрямительно-инверторного преобразователя, управляемого выпрямителя возбуждения, тяговых двигателей, датчиков тока, регуляторов.

Уравнение равновесия напряжений в цепи выпрямительно-инверторного преобразователя и якорей тяговых электродвигателей имеет следующий вид:

$$u_d = \frac{0,9U_2}{8} [2n-1] \cdot \cos \delta - \cos \alpha_p - 2R_{\Sigma} i_{\Sigma} = 2C\Phi V - \sum r_{\Sigma} i_{\Sigma} - \sum L_{\Sigma} \frac{di_{\Sigma}}{dt}. \quad (1)$$

В уравнении (1) использованы следующие обозначения:

n — номер зоны регулирования (число четвертей нагруженной части тяговой обмотки трансформатора);

R_{Σ} — эквивалентное сопротивление ВИП в режиме инвертирования для n -й зоны регулирования напряжения;

δ — угол запаса инвертирования тиристорных плеч ВИП;

$\Sigma r_{\Sigma}, \Sigma L_{\Sigma}$ — суммарные сопротивление и индуктивность цепи якорей ТЭД;

Φ — магнитный поток тягового электродвигателя;

V — скорость движения электропоезда.

Уравнение равновесия напряжений в цепи управляемого выпрямителя возбуждения с симметричным фазовым управлением тиристорных плеч и в цепи возбуждения ТЭД имеет вид

$$u_{\Sigma} = 0,9U_{\Sigma} \cos \alpha_{\Sigma} - R_{\Sigma} i_{\Sigma} =$$

$$2r_{\Sigma} i_{\Sigma} + 2L_{\Sigma} \frac{di_{\Sigma}}{dt} + 8w_{\Sigma} \frac{d\Phi}{dt}.$$

Здесь r_{Σ}, L_{Σ} — сопротивление и индуктивность рассеяния обмоток возбуждения тягового электродвигателя с числом витков w_{Σ} полюсных катушек;

R_{Σ} — эквивалентное сопротивление управляемого выпрямителя возбуждения.

В уравнениях намагничивающих сил ТЭД инерционное действие вихревых токов в массивных частях магнитопровода учитывается двумя аperiodическими звеньями 1-го порядка с большой $T_{1\text{вх}}$ и малой $T_{2\text{вх}}$ постоянными времени. Соотношение составляющих намагничивающих сил, создающих магнитные потоки Φ_1, Φ_2 , характеризуется коэффициентом a [3]:

$$\Phi_1 + T_{1\text{вх}} \frac{d\Phi_1}{dt} = a \cdot f(i_{\Sigma} - \gamma i_{\Sigma}),$$

$$\Phi_2 + T_{2\text{вх}} \frac{d\Phi_2}{dt} = (1-a) f(i_{\Sigma} - \gamma i_{\Sigma}),$$

$$\Phi = \Phi_1 + \Phi_2.$$

Здесь γ — реакция якоря ТЭД.

Микропроцессорная система управления (МПСУ) преобразует аналоговые сигналы i_{Σ}, i_{Σ} датчиков тока в цифровые коды с масштабным коэффициентом

том K_{Σ} , производит выделение посредством модулей ИЛИ-МАХ наибольшего из двух сигналов датчиков параллельных силовых цепей, выполняет на каждом v -м полупериоде изменения напряжения тяговой обмотки трансформатора вычисление среднего значения сигналов i_{Σ}, i_{Σ} . Поэтому уравнение преобразования сигналов датчиков тока содержит звено запаздывания на интервал $\tau_1 = 0,01$ с цифровой обработки сигналов в МПСУ

$$i_{\Sigma v} = K_{\Sigma} i_{\Sigma} (t - \tau_1).$$

Уравнения формирования временных интервалов t_p, t_{Σ} отпирания регулирующих тиристорных плеч ВИП и УВВ ПИ-регулятором тока рекуперации РТР и ПИД-регулятором тока возбуждения РТВ для $(v+1)$ -го полупериода изменения напряжения тяговой обмотки трансформатора имеют вид:

$$t_{p(v+1)} = K_{pp} (I_{\Sigma} - i_{\Sigma v}) + K_{up} \sum_{i=1}^v (I_{\Sigma} - i_{\Sigma v}); \quad (2)$$

$$t_{\Sigma(v+1)} = K_{p\Sigma} (I_{\Sigma} - i_{\Sigma v}) + K_{u\Sigma} \sum_{i=1}^v (I_{\Sigma} - i_{\Sigma v}) + K_{\Sigma} (i_{\Sigma(v-1)} - i_{\Sigma v}). \quad (3)$$

Для определения передаточных функций регуляторов рассмотрены уравнения аналоговых переменных, эквивалентные уравнениям (2), (3):

$$t_p = K_{pp} \left[(I_{\Sigma} - i_{\Sigma}) + \frac{1}{T_{up}} \int (I_{\Sigma} - i_{\Sigma}) dt \right]; \quad (4)$$

$$t_{\Sigma} = K_{p\Sigma} \left[(I_{\Sigma} - i_{\Sigma}) + \frac{1}{T_{up\Sigma}} \int (I_{\Sigma} - i_{\Sigma}) dt + T_{\Sigma} \frac{di_{\Sigma}}{dt} \right]. \quad (5)$$

Коэффициенты усиления интегральных каналов регуляторов $K_{up}, K_{u\Sigma}$ в уравнениях (2), (3) и дифференциального K_{Σ} канала в уравнении (3), являющиеся параметрами настройки, связаны с постоянными времени $T_{up}, T_{up\Sigma}, T_{\Sigma}$ из уравнений (4), (5) следующими соотношениями:

$$K_{up} = \frac{0,01K_{pp}}{T_{up}}; K_{u\Sigma} = \frac{0,01K_{p\Sigma}}{T_{up\Sigma}}; K_{\Sigma} = \frac{T_{\Sigma}K_{p\Sigma}}{0,01}. \quad (6)$$

Преобразование временных интервалов t_p, t_{Σ} выраженных в мкс, в углы фазовых задержек отпирания тиристорных плеч $\alpha_p, \alpha_{\Sigma}$ осуществляется посредством таймеров фазорегуляторов (ФР) с масштабным множителем $K_{\Phi} = 180^\circ/10^4$ град/мкс.

Уравнения равновесия напряжений в цепях тяговых электродвигателей содержат нелинейные характеристики ВИП, УВВ и цепи намагничивания ТЭД. Для расчета динамических параметров и логарифмиче-



ских частотных характеристик системы выполнена линеаризация характеристик этих элементов; скорость движения на интервале длительности протекания переходных процессов в силовых цепях принята постоянной.

Линеаризованные операторные уравнения с принятыми допущениями, содержащие передаточные функции цепей якорей и возбуждения ТЭД, выпрямительно-инверторного преобразователя ВИП с звеном запаздывания отпирания тиристорных плеч на интервал $\tau_2 = 0,01(\alpha_p/180)$ с, управляемого выпрямителя возбуждения УВВ с звеном запаздывания на интервал $\tau_3 = 0,01(\alpha_v/180)$ с имеют следующий вид:

$$\Delta I_a(p) = \frac{K_a}{1 + pT_a} [K_{\text{вип}} \Delta \alpha_p(p) e^{-p\tau_2} - K_c \Delta U_{\text{кв}}(p) + K_v \Delta \Phi(p)]; \quad (7)$$

$$\Delta I_e(p) = \frac{K_e}{1 + pT_e} [K_{\text{ув}} \Delta \alpha_e(p) e^{-p\tau_3} - K_w p \Delta \Phi(p)]. \quad (8)$$

Коэффициенты усиления, коэффициенты линеаризации и постоянные времени передаточных функций в уравнениях (7), (8) определяются следующими выражениями:

$$K_a = \frac{1}{\sum r_a - 2R_{\text{эп}}}, 1/\text{Ом}; \quad (9)$$

$$K_v = 2CV, 1/\text{с}; \quad (10)$$

$$K_{\text{вип}} = -\frac{0,9\pi}{8 \cdot 180} U_2 \sin \alpha_p, \text{В/град}; \quad (11)$$

$$K_c = \frac{0,9[(2n-1)\cos\delta + \cos\alpha_p]}{8K_m}; \quad (12)$$

$$K_{\text{ув}} = -\frac{0,9\pi}{180} U_{\text{тв}} \sin \alpha_e, \text{В/град}; \quad (13)$$

$$K_w = 8w_e; \quad (14)$$

$$K_e = \frac{1}{2r_e + R_{\text{эв}}}, 1/\text{Ом}; \quad (15)$$

$$T_a = K_a \sum L_a, \text{с}; \quad (16)$$

$$T_e = 2L_e K_e, \text{с}. \quad (17)$$

Коэффициент K_m в формуле (12) представляет собой коэффициент трансформации тягового трансформатора.

В передаточной функции цепи намагничивания пренебрегается влиянием реакции якоря, так как тяговые двигатели снабжены компенсационными обмотками

$$\Delta \Phi(p) = \frac{K_\phi (1 + pT_{3\text{эк}})}{(1 + pT_{1\text{эк}})(1 + pT_{2\text{эк}})} \Delta I_e(p). \quad (18)$$

Здесь $T_{3\text{эк}}$ — приведенная постоянная времени эквивалентного форсирующего звена контура вихревых токов, с,

$$T_{3\text{эк}} = (1-a)T_{1\text{эк}} + aT_{2\text{эк}}; \quad (19)$$

K_ϕ — коэффициент наклона отрезка линеаризации характеристики намагничивания ТЭД, Ом с,

$$K_\phi = \frac{\Delta \Phi}{\Delta I_e}. \quad (20)$$

В дальнейшем анализе использована упрощенная передаточная функция цепи возбуждения ТЭД с одним апериодическим звеном 1-го порядка инерционной составляющей изменения магнитного потока Φ_1 . Составляющую магнитного потока Φ_2 с достаточной точностью можно считать безынерционной. Тогда передаточная функция (18) примет следующий вид:

$$\Delta \Phi(p) = \frac{K_\phi (1 + pT_{3\text{эк}})}{(1 + pT_{1\text{эк}})} \Delta I_e(p).$$

Операторные уравнения преобразования сигналов датчиков тока со звеньями запаздывания цифровой обработки МПСУ, регуляторов РТР и РТВ имеют вид:

$$\Delta I_{\text{яот}}(p) = K_{\text{от}} e^{-p\tau_1} \Delta I_a(p);$$

$$\Delta t_p(p) = K_{\text{пр}} \frac{1 + pT_{\text{уп}}}{pT_{\text{уп}}} [\Delta I_{\text{уст}}(p) - \Delta I_{\text{яот}}(p)];$$

$$\Delta t_e(p) = K_{\text{рв}} \frac{(1 + pT_{1\text{рв}})(1 + pT_{2\text{рв}})}{pT_{\text{ирв}}} \cdot [\Delta I_{\text{уст}}(p) - \Delta I_{\text{яот}}(p)]. \quad (21)$$

$$K_{ps} = \frac{K_{0s} T_{upv}}{K_v K_a K_{fy} K_{uv} K_e K_\phi K_{dm}}. \quad (28)$$

Передаточная функция разомкнутого контура регулятора тока рекуперации РТР в соответствии со структурной схемой САУ (см. рис. 2) имеет следующий вид:

$$W_{0pp}(p) = \frac{K_{0pp}(1 + pT_{up})e^{-p\tau}}{p(1 + pT_a)}. \quad (29)$$

Здесь K_{0pp} — общий коэффициент усиления разомкнутого контура регулятора тока рекуперации

$$K_{0pp} = \frac{K_a K_{pp} K_{вип} K_{fy} K_{dm}}{T_{up}}. \quad (30)$$

Передаточная функция (29) является основой для расчета ЛЧХ разомкнутого контура и выбора параметров настройки регулятора тока рекуперации РТР.

Упрощенная ЛАЧХ разомкнутого контура регулирования тока рекуперации при условии $T_{up} < T_a$ показана

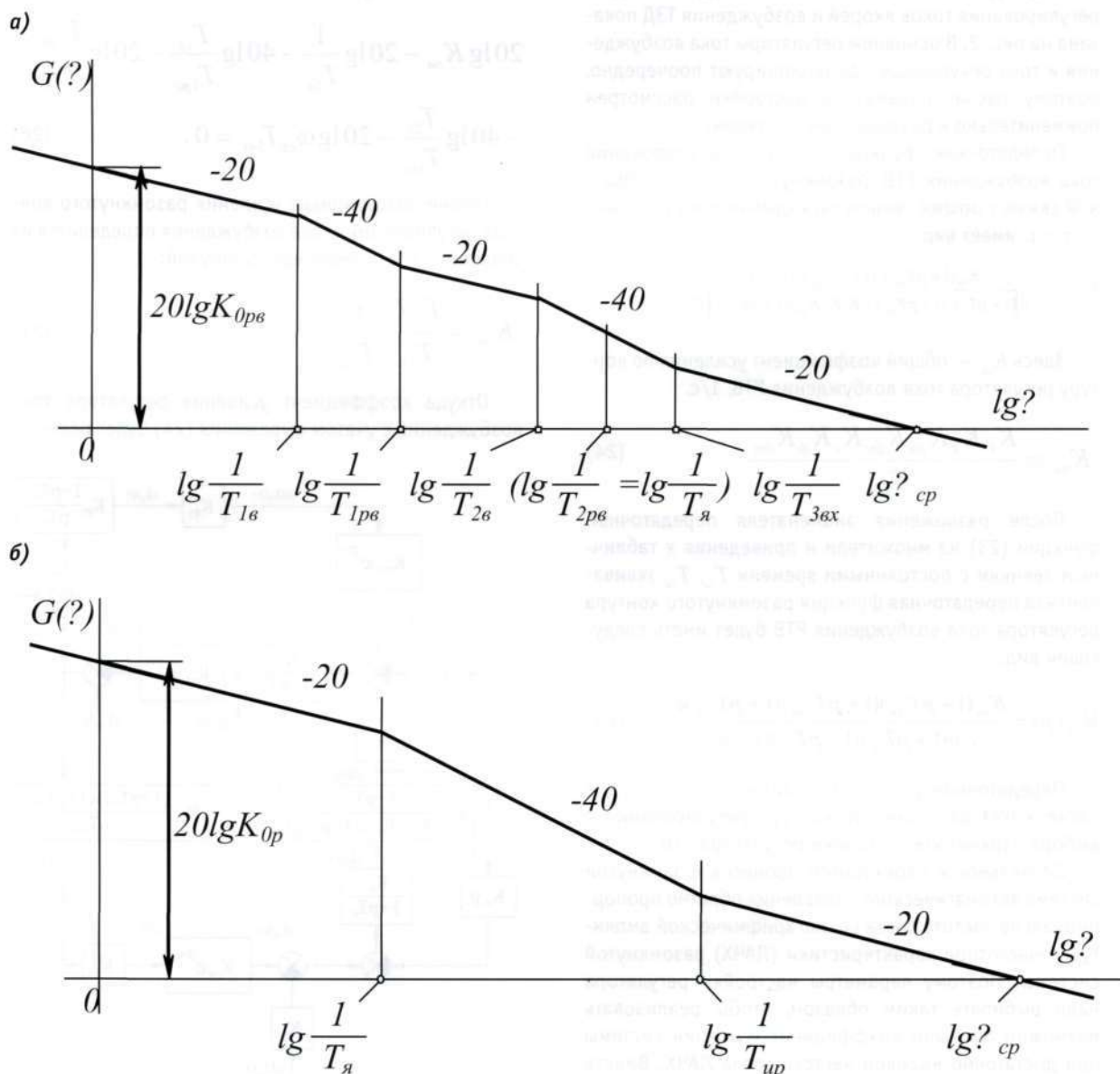


Рисунок 3 — Логарифмические частотные характеристики контуров регулирования токов возбуждения и рекуперации

на рис. 36. Уравнение ординаты ЛАЧХ при частоте среза определяется выражением:

$$20 \lg K_{0pp} - 20 \lg \frac{1}{T_{\pi}} - 40 \lg \frac{T_{\pi}}{T_{up}} - 20 \lg \omega_{cp} T_{up} = 0.$$

Отсюда общий коэффициент усиления разомкнутого контура регулятора РТВ равен

$$K_{0pp} = \frac{T_{\pi} \omega_{cp}}{T_{up}}. \quad (31)$$

Тогда коэффициент усиления регулятора тока рекуперации с учетом (30) определится следующей формулой:

$$K_{pp} = \frac{K_{0pp} T_{up}}{K_{\pi} K_{\text{вип}} K_{\text{ф}} K_{\text{от}}}. \quad (32)$$

На основании приведенных формул выполнены расчеты динамических параметров силовой цепи тягового электропривода и параметров настройки регуляторов микропроцессорной системы управления опытной электросекции энергосберегающего электропоезда ЭД93.

Динамические параметры силовой цепи электропоезда с тяговыми электродвигателями ТЭДЗУ1, мощностью 220 кВт, тяговым трансформатором ОДЦЭР-1600, выпрямительно-инверторным преобразователем ВИП-1000 рассчитаны по формулам (9)–(17), (19), (20) для рассмотренных выше режимов. Расчет параметров выполнен с наибольшими коэффициентами усиления $K_{\text{вип}} = 4,4 \text{ В/град}$ при углах регулирования 90 эл. град, $K_{\text{от}} = 1,6 \text{ В/град}$ при углах регулирования 70 — 80 эл. град. Постоянные времени апериодических звеньев контура вихревых токов определены по осциллограммам затухания магнитного потока ТЭД: $T_{\text{лс}} =$

0,25 с, $T_{2\text{в}} = 0,04 \text{ с}$ [3]. Произведено разложение на множители знаменателя передаточной функции (23), и вычислены приведенные постоянные времени $T_{1\text{в}}$, $T_{2\text{в}}$ эквивалентных апериодических звеньев 1-го порядка цепи возбуждения ТЭД. Все расчетные величины сведены в табл. 1.

Расчет коэффициентов усиления регулятора выполнен для приведенных в табл. 1 значений скорости движения при условии, что одна из двух постоянных времени приведенных форсирующих звеньев регулятора РТВ принята равной большей постоянной времени приведенного апериодического звена цепи возбуждения ТЭД $T_{1\text{пр}} = T_{1\text{в}}$. Вторая постоянная времени приведенного форсирующего звена регулятора принята равной по величине постоянной времени цепи якорей $T_{2\text{пр}} = T_{\pi} = 0,1 \text{ с}$. Постоянная времени интегрального канала регулятора $T_{\text{упр}}$ вычислена согласно формуле (22). Расчетные величины коэффициентов усиления разомкнутого контура регулятора тока возбуждения для принятой частоты среза ЛАЧХ $\omega_{cp} = 20 \text{ 1/с}$ приведены в табл. 1.

Ниже приведен пример расчета общего коэффициента усиления контура и коэффициента усиления регулятора для скорости движения $V = 50 \text{ км/час}$ при $T_{1\text{пр}} = 0,55 \text{ с}$, $T_{\text{упр}} = 0,65 \text{ с}$, $K_{\pi} = 5,2 \text{ 1/Ом}$, $K_{\text{в}} = 5 \text{ 1/Ом}$, $T_{3\text{вс}} = 0,085 \text{ с}$:

$$K_{\text{ов}} = \frac{0,55 \cdot 0,102}{0,55 \cdot 0,085} \cdot 20 = 24 \text{ 1/с};$$

$$K_{\text{рв}} = \frac{22 \cdot 0,65}{20000 \cdot 5,2 \cdot 0,018 \cdot 1,65 \cdot 5 \cdot 0,000143 \cdot 1} = 7,0 \text{ мкс/А}.$$

Из табл. 1 следует, что наименьший расчетный коэффициент усиления регулятора тока возбуждения соответствует минимальному току возбуждения, т.е. режиму входа в рекуперацию с максимальной скоростью.

Таблица 1 — Параметры цепи возбуждения ТЭД

| | | | | | | |
|-----------------------|-----------------------|-------|-------|-------|-------|-------|
| V | км/ч | 100 | 80 | 65 | 55 | 50 |
| I_в | А | 70 | 100 | 150 | 200 | 250 |
| T_в | с | 0,174 | 0,174 | 0,125 | 0,097 | 0,084 |
| K_ф | 10 ⁻⁴ Ом·с | 5,77 | 4,27 | 2,55 | 1,9 | 1,43 |
| K_у | 1/с | 40000 | 32000 | 26000 | 22000 | 20000 |
| T_{1в} | с | 1,6 | 1,27 | 0,83 | 0,67 | 0,55 |
| T_{2в} | с | 0,116 | 0,114 | 0,113 | 0,107 | 0,102 |
| K_{ов} | 1/с | 27,3 | 26,8 | 26,6 | 25,1 | 24,0 |
| K_{рв} | мкс/А | 2,6 | 3,5 | 4,8 | 6,1 | 7,0 |

Окончательные параметры настройки регулятора тока возбуждения РТВ приняты на основании расчета переходных функций по задающему воздействию для замкнутой системы так, чтобы обеспечить апериодический процесс регулирования: $T_{1pe} = 0,9$ с, $T_{2pe} = 0,1$ с, $T_{ире} = 0,9+0,1=1,0$ с, $K_{ор} = 36$ 1/с:

$$K_{pe} = \frac{36 \cdot 1,0}{40000 \cdot 5,2 \cdot 0,018 \cdot 1,65 \cdot 5 \cdot 0,000577 \cdot 1} = 2,0 \text{ мкс/А};$$

$$K_{ире} = \frac{0,01 \cdot 2}{1,0} = 0,02 \text{ мкс/А};$$

$$T_{орв} = \frac{0,1 \cdot 0,9}{1,0} = 0,09 \text{ с}; K_{орв} = \frac{0,09 \cdot 2}{0,01} = 18 \text{ мкс/А}.$$

График переходной функции по задающему воздействию замкнутого контура РТВ при скорости начала торможения $V = 100$ км/ч показан на рис. 4а.

В процессе входа в режим рекуперации и рекуперативного торможения со стабилизацией тока рекуперации посредством регулирования тока возбуждения большая постоянная времени T_{1a} приведенного апериодического звена цепи возбуждения ТЭД уменьшается

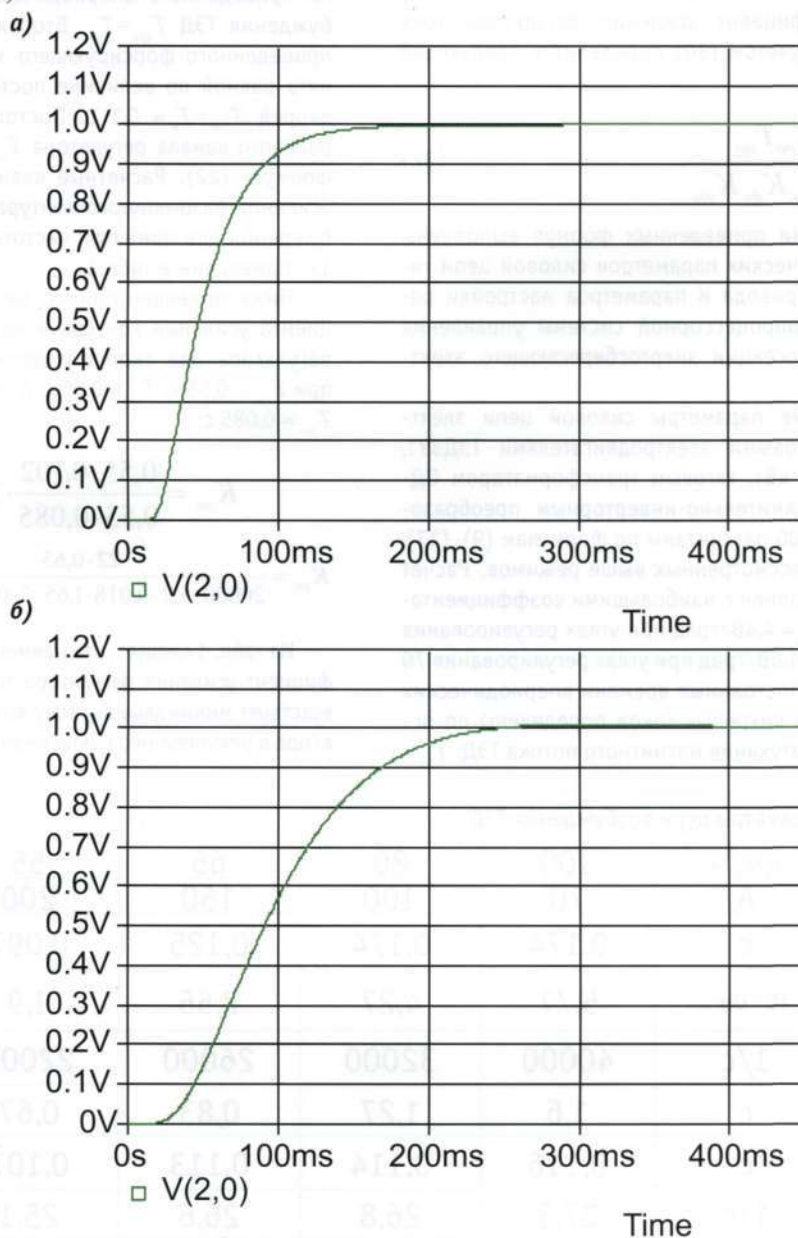


Рисунок 4 — Переходные функции замкнутых контуров регулирования токов возбуждения и рекуперации

в 2 раза при возрастании тока возбуждения до 150 А, в то время как малая постоянная времени T_{1a} остается практически без изменения (см. табл. 1). Коэффициенты K_{ϕ} , K_V при этом также уменьшаются в 2 раза. Поэтому для обеспечения оптимального регулирования следует программными средствами уменьшать постоянную времени $T_{инт}$ интегрального канала регулятора РТВ в 2 раза при возрастании тока возбуждения 150 А. Одновременно надо увеличивать в соответствии с формулами (27), (28) коэффициент усиления пропорционального канала регулятора тока возбуждения $K_{пр}$ также в 2 раза.

Поскольку производится увеличение коэффициента усиления $K_{пр}$ пропорционального канала регулятора РТВ в 2 раза, то для одновременного уменьшения постоянной времени регулятора $T_{инт}$ в 2 раза требуется одновременное увеличение коэффициента усиления $K_{инт}$ интегрального канала в 4 раза (см. формулу (6)). Рекомендуемые регулировки коэффициентов усиления регулятора тока возбуждения, параметры ЛЧХ разомкнутой системы и

длительность изменения переходных функций замкнутой системы по задающему воздействию приведены в табл. 2. График переходной функции по задающему воздействию замкнутого контура РТВ при токе возбуждения $I = 150$ А показан на рис. 4 б.

Для расчета параметров настройки регулятора РТР в табл.3 приведены активное и индуктивное сопротивление обмоток тягового трансформатора, эквивалентные сопротивления ВИП и расчетные параметры цепи якорей ТЭД с сопротивлением стабилизирующего резистора $r_{ст} = 0,4$ Ом.

Постоянная времени регулятора тока рекуперации принята согласно ЛАЧХ (рис. 3б) $T_{ур} = 0,1$ с, частота среза ЛАЧХ $\omega_{ср} = 20$ 1/с.

Общий коэффициент усиления контура регулирования тока рекуперации в соответствии с формулой (31) равен

$$K_{op} = \frac{0,1 \cdot 20}{0,1} = 20 \text{ 1/с.}$$

Таблица 2 – Параметры цепи возбуждения ТЭД, регулятора РТВ, ЛЧХ и переходных функций контура

| V | км/ч | 100 | 80 | 65 | 55 | 50 |
|---------------|--------|------|------|------|------|------|
| I_b | А | 70 | 100 | 150 | 200 | 250 |
| $T_{урв}$ | с | 1,0 | 1,0 | 0,5 | 0,5 | 0,5 |
| $T_{дв}$ | с | 0,09 | 0,09 | 0,08 | 0,08 | 0,08 |
| $K_{ов}$ | | 36 | 21 | 41 | 26 | 18 |
| $K_{рв}$ | мкс/А | 2,0 | 2,0 | 4 | 4 | 4 |
| $K_{ур}$ | мкс/Ас | 0,02 | 0,02 | 0,08 | 0,08 | 0,08 |
| $K_{дв}$ | мкс/Ас | 18 | 18 | 32 | 32 | 32 |
| $\omega_{ср}$ | 1/с | 18,2 | 13,6 | 18,8 | 14,8 | 12,4 |
| $\Delta\psi$ | град. | 60,0 | 63,5 | 53,2 | 61,2 | 66,6 |
| t_p | с | 0,2 | 0,2 | 0,3 | 0,3 | 0,25 |

Таблица 3 – Параметры обмоток тягового трансформатора, ВИП, цепи якорей ТЭД

| Зона рег. | r_m | x_m | $R_{эп}$ | K_γ | T_γ |
|-----------|-------|-------|----------|------------|------------|
| n | Ом | Ом | Ом | 1/Ом | с |
| 1 | 0,028 | 0,05 | 0,015 | 1,63 | 0,032 |
| 2 | 0,058 | 0,161 | 0,016 | 1,63 | 0,032 |
| 3 | 0,094 | 0,38 | 0,112 | 2,37 | 0,046 |
| 4 | 0,135 | 0,61 | 0,226 | 5,2 | 0,1 |

Коэффициент усиления регулятора тока рекуперации

$$K_{pp} = \frac{20 \cdot 0,1}{5,2 \cdot 4,4 \cdot 0,018 \cdot 1} = 5,0 \text{ мкс/А.}$$

Коэффициент усиления интегрального канала

$$K_{up} = \frac{5,0 \cdot 0,01}{0,1} = 0,5 \text{ мкс/А.}$$

Переходная функция по задающему воздействию замкнутого контура РТР показана на рис. 4 б.

В процессе регулирования ВИП, при переходе с четвертой зоны на третью, коэффициент усиления цепи якорей $K_{я}$ и постоянная времени $T_{я}$ уменьшаются в 2 раза. В дальнейшем на второй и первой зонах они изменяются незначительно (см. табл. 3). Таким образом, при переходе с четвертой зоны регулирования на третью для обеспечения оптимального регулирования следует величину постоянной времени T_{up} интегрального канала регулятора РТР программными средствами уменьшать в 2 раза. При этом в соответствии с формулами (31), (32) коэффициент усиления пропорционального канала регулятора K_{pp} надо оставлять неизменным, а коэффициент усиления интегрального канала K_{up} увеличивать в 2 раза.

Рекомендуемые регулировки коэффициентов усиления регуляторов РТР и РТВ приведены в табл. 4.

Таблица 4 – Параметры настройки регуляторов РТР и РТВ.

| Параметр | РТР | | Параметр | РТВ | |
|------------------|--------|--------|----------------------------|------------------------------|---------------------------------|
| | 4 зона | 3 зона | | $I_{\delta} < 150 \text{ А}$ | $I_{\delta} \geq 150 \text{ А}$ |
| K_{pp} , мкс/А | 5 | 5 | K_{pp} , мкс/А | 2,0 | 4,0 |
| K_{up} , мкс/А | 0,5 | 1,0 | K_{up} , мкс/А | 0,02 | 0,08 |
| T_{up} , с | 0,1 | 0,05 | T_{up} , с | 1,0 | 0,5 |
| | | | $K_{\delta\delta}$, мкс/А | 18 | 32 |
| | | | $T_{\delta\delta}$, с | 0,08 | 0,09 |

Научными сотрудниками ПГУПС разработана математическая модель замкнутой системы автоматического управления режимами пуска и электрического рекуперативного торможения опытного электропоезда в среде MatLab с приложением Simulink с цифровой обработкой физических переменных системы. Результаты моделирования режимов пуска и торможения подтверждают правильность расчетов параметров регуляторов. На испытательном стенде ОАО «Электросила» проведены наладочные испытания силового электрооборудования и микропроцессорной системы управления

Выводы

1. Параметры настройки регуляторов в значительной мере зависят от параметров силовой цепи электропоезда, изменяющихся при изменении режимов работы.

2. Расчетным для выбора параметров настройки регулятора тока возбуждения является режим движения с максимальной скоростью, регулятора тока рекуперации — режим работы на четвертой зоне регулирования.

3. Для обеспечения оптимального регулирования в полном диапазоне тормозных режимов необходимо обеспечить программными средствами ступенчатое изменение параметров настройки регулятора РТВ при возрастании тока возбуждения до 150 А и регулятора РТР при переходе с четвертой зоны регулирования на третью.

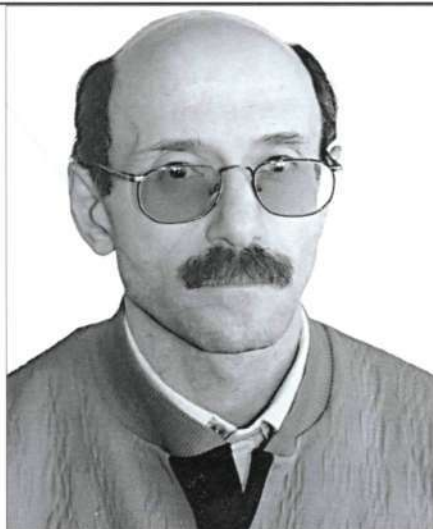
Литература

1. Дробкин Б.З., Чернов С. С., Якушев А. Я. и др. Новые комплекты электрооборудования для электропоездов с улучшенными тягово-энергетическими характеристиками // Состояние и перспективы развития электроподвижного состава: Материалы IV Международной научно-технической конференции. - Новочеркасск: НЭВЗ, 2003.
2. Якушев А.Я. Расчет параметров регулятора пускового тока микропроцессорной системы управления опытного электропоезда переменного тока // Вестник ВНИИЖТ. - 2005. - № 2. - С. 30—36.
3. Пласк А.В., Изварин М.Ю. Параметры коллекторных тяговых электродвигателей при моделировании переходных процессов в цепях электровозов / Вестник ВЭЛНИИ. - Новочеркасск. - 2004. - Вып. 1. - 240 с.



ЧИСЛЕННЫЙ РАСЧЕТ ПРОСТРАНСТВЕННОГО РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ КОЛЕСА В ПРОЦЕССЕ ЭКСТРЕННОГО ТОРМОЖЕНИЯ

Одним из определяющих факторов, влияющих на фрикционные и износостойкие характеристики любого трибосоединения, является температура на его поверхности трения. Так как в трибосистеме колесо — колодка тепловая энергия в процессе торможения выделяется только в местах фактического контакта элементов системы, то



Лев Абрамович Фишбейн, к. ф.-м. н.,
доцент каф. физики (УрГУПС)



Екатерина Ивановна Авксентьева,
инженер (УрГУПС)

температура поверхности трения может достигать больших значений. При превышении этими значениями критических величин происходят структурные изменения в колесе и колодке и, как следствие, изменения фрикционных характеристик тормозной системы и даже разрушение зоны контакта. Следовательно, для безопасности движения подвижного состава особую важность имеет точность расчетов температур поверхности трения в системе колесо — колодка.

Детальный аналитический расчет термодинамического состояния тормозной системы, как и расчет физических характеристик любого технического устройства, достаточно сложен, поскольку требует учета не только всех физических процессов, связанных с изменением состояния системы, но и ее конструктивных особенностей [1, 2]. Поэтому на первое место выходят численные методы [3].

Рассмотрим колесо, представляющее собой диск радиуса R , расположенный в плоскости XU (рис. 1). Пренебрежем тепловыми потоками в поперечном Z направлении из-за их малости по сравнению с потоками, направленными к центру, т.е. рассмотрим двумерную модель колеса и колодки.

Пусть вся работа силы трения переходит в тепло и поступает в колесо и колодку через площадь их фактического контакта

$$A_f = \beta A,$$

где $A = l \cdot h$ — площадь, перекрываемая тормозной колодкой; l и h — длина и ширина колодки, $0 < \beta \leq 1$. Тогда модуль плотности теплового потока, поступающего в оба трущихся тела, равен

$$q_\Sigma = F_f v / A_f, \quad (1)$$

где $F_f = \mu K$ — сила трения колеса о колодку; μ — коэффициент трения; K — сила нажатия колодки на колесо; v — модуль вектора скорости поступательного движения колеса.

Тепло, производимое при трении колеса о колодку, распределяется между ними неравномерно. Будем считать, что в любой момент времени на поверхности трения S_f имеет место термодинамическое равновесие системы и выполняется закон сохранения тепловой энергии

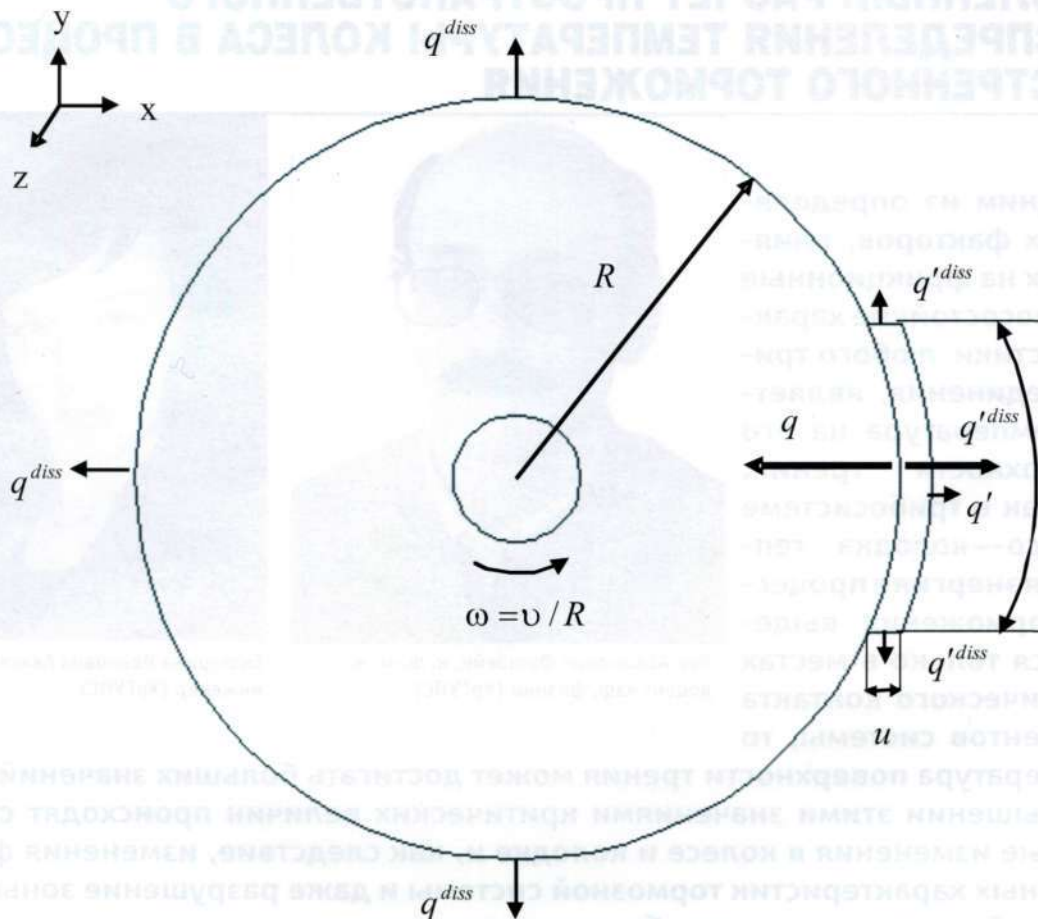


Рисунок 1 — Распределение тепловых потоков в двумерной модели системы колесо—колотка

$$T|_{S_f} = T'|_{S_f} \quad (2)$$

$$q|_{S_f} + q'|_{S_f} = q_{\Sigma},$$

где T и T' — температуры поверхности колеса и колотки; q , и q' — модули плотности тепловых потоков в колесо и колотку.

Теплопередача при обтекании нагретого тела газом (воздухом) определяется законом конвективного теплообмена Ньютона [4, 5]

$$q_1^{diss} = h(T - T^*) \quad (3)$$

$$q_1'^{diss} = h'(T' - T^*).$$

Здесь q_1^{diss} и $q_1'^{diss}$ — модули плотности тепловых потоков рассеивающих тепловую энергию колеса и колотки за счет конвекции с поверхности тел; T^* — температура окружающей среды, h и h' — ко-

эффициенты теплообмена для колеса и колотки, зависящие от формы их поверхности, скорости, природы и температуры обтекающего эту поверхность газа. Существует несколько эмпирических зависимостей коэффициента теплообмена от скорости движения [6-8]. В данной работе используется эмпирическая формула Ньюкомба [6]

$$h = h' = 17,1 + 22,7 \sqrt{v}. \quad (4)$$

Здесь скорость измеряется в м/с, а коэффициенты теплообмена — в Вт/(м²·К). Теплопередача, связанная с излучением тел, определяется законом Стефана-Больцмана [4]

$$q_2^{diss} = \varepsilon \sigma (T^4 - T^{*4}) \quad (5)$$

$$q_2'^{diss} = \varepsilon' \sigma (T'^4 - T^{*4}).$$



Здесь q_2^{diss} и $q_2'^{diss}$ — модули плотности тепловых потоков, рассеивающих тепловую энергию колеса и колодки за счет излучения с поверхности тел; σ — константа Стефана-Больцмана; ε и ε' — коэффициенты серости колеса и колодки.

Предположим, что в случае замедленного движения ускорение колеса, движущегося без проскальзывания, определяется только тормозной силой, т.е. силой, действующей на колесо со стороны рельса. В этом случае она равна силе трения колеса о колодку. Тогда

$$a = \frac{F_f}{m_f} = \frac{\mu K}{m_f}. \quad (6)$$

Здесь a — модуль вектора ускорения; m_f — приведенная в расчете на одно колесо масса вагона, равная

$$m_f = \frac{P}{2n_1n_2g}, \quad (7)$$

где P — сумма веса груза вагона (грузоподъемности) и его собственного веса (тары); n_1 — число осей на вагон; 2 — число колес на ось; n_2 — число колодок на колесо; g — модуль ускорения свободного падения. В соответствии с [9] определим силу нажатия колодки на колесо по формуле

$$K = \frac{P}{n_1n_2} \delta, \quad (8)$$

где g — рекомендованный коэффициент сил нажатия тормозных колодок для грузовых вагонов с полной загрузкой. Там же ([9]) приведена эмпирическая зависимость коэффициента трения колеса о колодку от силы нажатия на колесо K и его скорости v

$$\mu = a \frac{0,001bK + c}{0,001dK + c} \frac{v + e/3,6}{fv + e/3,6}, \quad (9)$$

где a, b, c, d, e и f — табулированные константы, зависящие от типа колодок. Известно, что μ довольно слабо меняется со скоростью движения. Аппроксимируя (9) линейной зависимостью, получаем (рис. 2а, табл. 1)

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla(\lambda \nabla T) = -\rho c v \nabla T$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{s_g} = h(T - T^*) + \varepsilon \sigma (T^4 - T^{*4})$$

$$T|_{t=0} = T^*$$

$$T|_{s_f} = T'|_{s_f}$$

$$\mu = a \frac{0,001bK + c}{0,001dK + c} \left(1 - \frac{f-1}{fv_0 + e'} v\right), \quad (10)$$

где v_0 — скорость в момент начала торможения, $e' = e/3,6$. Подставляя зависимость (10) в (6), получаем

$$\frac{dv}{dt} = -2n_1n_2g \frac{K}{P} a \frac{0,001bK + c}{0,001dK + c} \left(1 - \frac{f-1}{fv_0 + e'} v\right). \quad (11)$$

Решение этого дифференциального уравнения имеет вид

$$v(t) = \frac{fv_0 + e'}{f-1} \left(1 - \frac{v_0 + e'}{fv_0 + e'} e^{\gamma t}\right), \quad (12)$$

$$\text{где } \gamma = 2n_1n_2g \frac{K}{P} a \frac{0,001bK + c}{0,001dK + c} \frac{f-1}{fv_0 + e'}.$$

Тогда время торможения, тормозной путь и модуль плотности суммарного теплового потока (1) соответственно равны:

$$v(t_f) = 0, \quad t_f = \frac{1}{\gamma} \ln \frac{fv_0 + e'}{v_0 + e'}; \quad (13)$$

$$S = \int_0^{t_f} v dt = \frac{fv_0 + e'}{f-1} t_f - \frac{v_0 + e'}{(f-1)\alpha} (e^{\gamma t_f} - 1); \quad (14)$$

$$q_\Sigma(t) = a \frac{K}{A_f} \frac{0,001bK + c}{0,001dK + c} \frac{v_0 + e'}{f-1} \left(1 - \frac{v_0 + e'}{fv_0 + e'} e^{\gamma t}\right) e^{\gamma t}. \quad (15)$$

На рис. 2б по данным табл. 1 построена зависимость $q_\Sigma(t)$. Из-за роста коэффициента трения с уменьшением скорости движения (см. рис.2а) тепловой поток нелинейно падает в процессе торможения.

Для каждой точки колеса, в отличие от колодки, источник тепла движется. Учет это как наличие дополнительного конвекционного потока тепла в колесо [5,10]. Тогда краевая задача для нестационарного уравнения теплопроводности системы колесо — колодка имеет следующий вид:

$$\rho' c' \frac{\partial T'}{\partial t} + \nabla(\lambda' \nabla T') = 0$$

$$-\lambda' \frac{\partial T'}{\partial r} \Big|_{s'_g} = h'(T' - T^*) + \varepsilon' \sigma (T'^4 - T^{*4}) \quad (16)$$

$$T'|_{t=0} = T^*$$

$$q|_{s_f} + q'|_{s'_f} = q_\Sigma$$



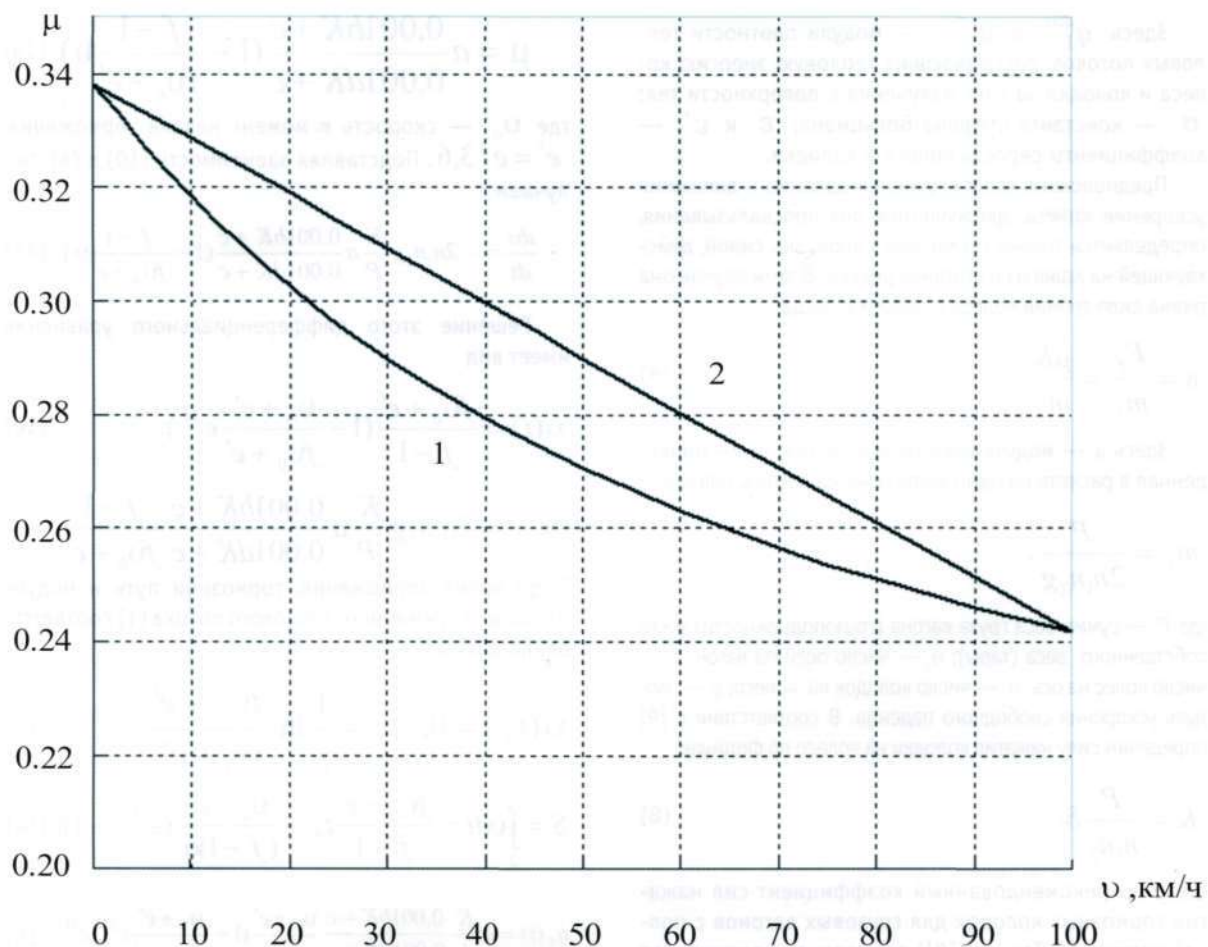


Рисунок 2а — Зависимость коэффициента трения μ от скорости движения v (кривая 1) и линеаризованная зависимость $\mu(v)$ (кривая 2)

Здесь r — пространственная переменная, направленная от центра колеса к его поверхности; S_g и S'_g — часть поверхности колеса и колодки, через которую происходит рассеивание энергии в окружающую среду.

Так как физические характеристики колеса и колодки зависят от температуры и главным образом от

структуры (химического состава), то имеющиеся в литературе данные достаточно сильно отличаются друг от друга [6, 9, 11]. Характеристики подвижного состава, колеса и колодки, использованные в расчетах данной статьи, взяты из [9, 12] и представлены в табл. 1.

Таблица 1 — Характеристики подвижного состава, колеса и колодки

| | |
|-------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Композиционная колодка | Длина $l=0.4$ м, ширина $h=0.0725$ м, толщина $u=0.04$ м, $a=0.44$, $b=0.1$, $c=20$, $d=0.4$, $e=150$, $f=2$, $\varepsilon'=0.7$, $\lambda'=0.84$ Вт/м·К, $\rho'=2200$ Дж/кг·К, $c'=1173$ кг/м ³ |
| Стальное колесо | Радиус $R=0.48$ м, $\varepsilon=0.7$, $\lambda=43$ Вт/м·К, $\rho=7850$ Дж/кг·К, $c=460$ кг/м ³ |
| Четырехосный грузовой полувагон | Вес вагона с грузом $P=830$ кН, число осей $n_1=4$, число колодок на колесо $n_2=1$, $\delta=0.215$ |
| Характеристики среды и параметры движения | $T^*=300$ К, $\sigma=5.67 \cdot 10^{-8}$ Вт/м ² ·К ⁴ , $\beta=1$, $v_0=100$ км/ч. |

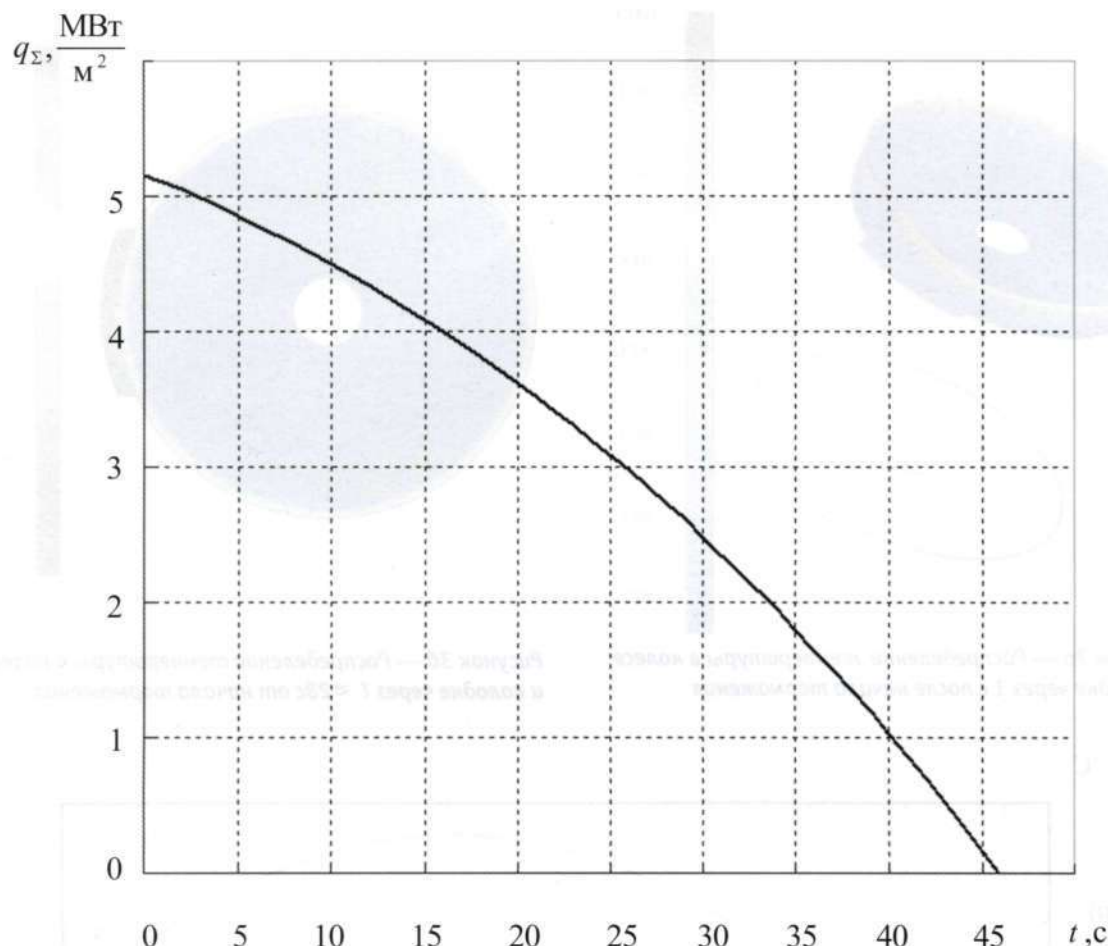


Рисунок 26 — Зависимость модуля плотности теплового потока q_Σ , производимого при трении колеса о колодку в процессе экстренного торможения

Достоверных данных по степени серости композиционных колодок нет. Так как поверхность композитной колодки, через которую происходит диссипация энергии, нагревается незначительно, то выберем значение коэффициента серости $\varepsilon' = 0,7$, такое же, как и для стального колеса [12]. Подставляя данные табл. 1 в выражение (8), получаем рекомендованную силу нажатия колодки на колесо $K = 22,3$ кН. При начальной скорости движения $U_0 = 100$ км/ч время торможения (13) $t_f \approx 46$ с и тормозной путь (14) $S_f \approx 675$ м.

Для численного решения системы уравнений (16) использовалась программа Femlab (COMSOL Inc.), предназначенная для решения мультифизических проблем, формулируемых в терминах дифференциальных уравнений в частных производных.

Как показывают расчеты (рис. 3а), распределение температуры в колесе обладает угловой симметрией практически с начала торможения. Поэтому рассмотрим временные зависимости температуры только для

некоторых точек колеса, лежащих в области, приблизительно соответствующей его ободу (рис. 4). Если точки находятся непосредственно у поверхности колеса, то их зависимости обладают максимумом внутри временного интервала торможения [13]. Для самой поверхности максимум в 270°C наблюдается при $t \approx 28$ с, т.е. приблизительно в середине интервала. На (рис. 3б) для этого момента времени построено пространственное распределение температуры в системе колесо — колодка. Достаточно заметное нагревание колеса имеет место только в тонком 3—4 см приповерхностном слое. На рис. 5 приведены температуры всех точек области колеса и колодки вдоль прямой, проходящей через их центры на участке от 0,4 до 0,52 м для двух моментов времени: $t \approx 28$ с и $t \approx 46$ с. К моменту остановки вместе с понижением температуры поверхности колеса по сравнению с максимальной температурой происходит увеличение толщины нагретого слоя до величины ~5—6 см. Таким образом, можно утверждать, что в процессе экстренного торможения

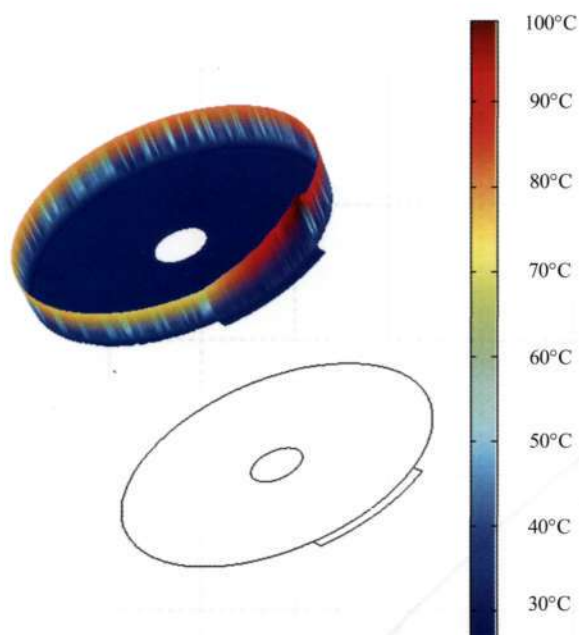


Рисунок 3а — Распределение температуры в колесе и колодке через 1 с после начала торможения

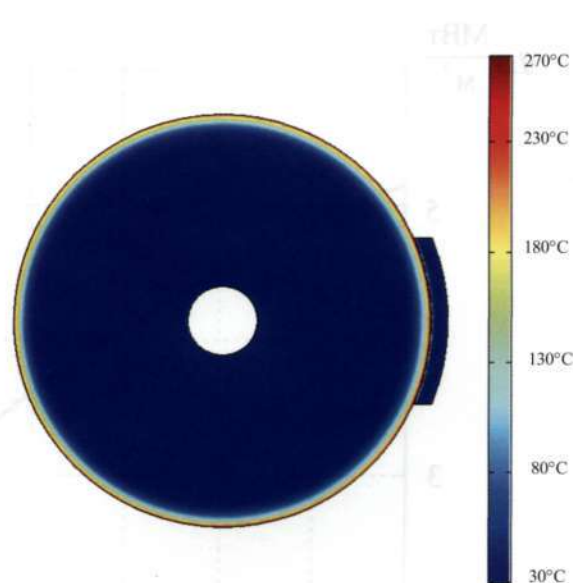


Рисунок 3б — Распределение температуры в колесе и колодке через $t \approx 28$ с от начала торможения

$T, ^\circ\text{C}$

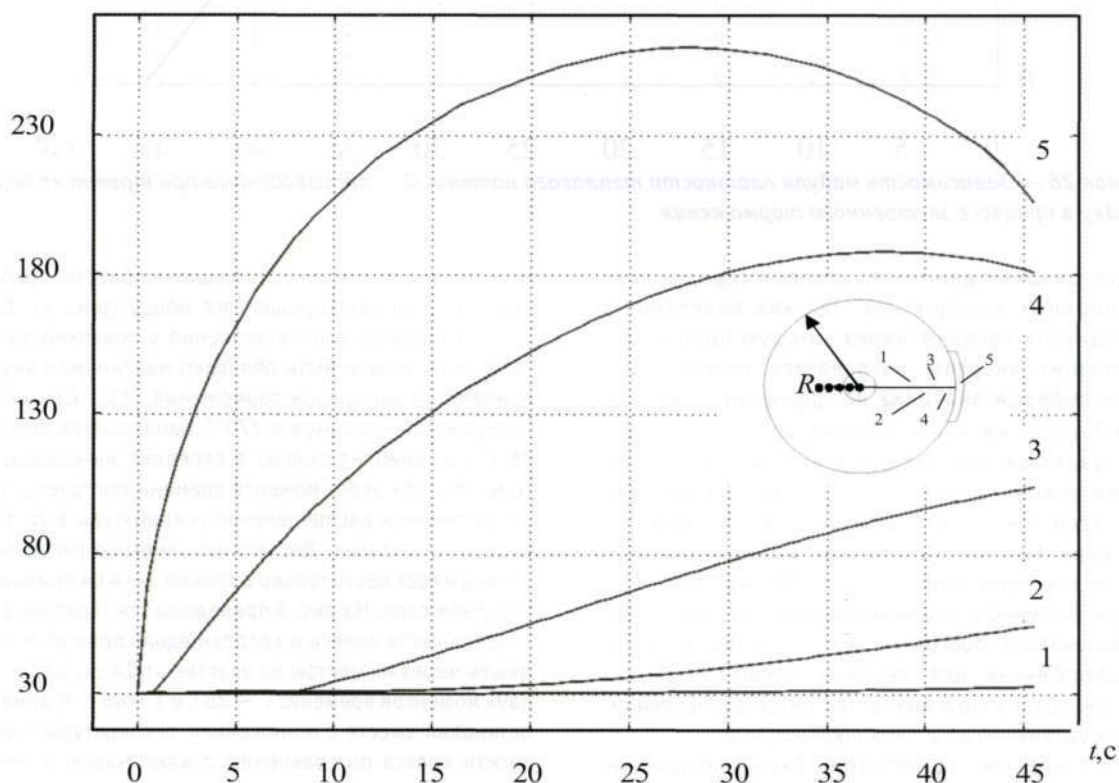


Рисунок 4 — Временные зависимости температур отдельных точек колеса, находящихся на расстоянии от его центра: 1—0,4 м; 2—0,43 м; 3—0,45 м; 4—0,47 м и 5—0,48 м.

нагревание колеса происходит в слое, не превышающем толщины его обода (~ 8 см). Что касается колодки ($u = 4$ см), то достаточно заметное прогревание имеет место только на расстоянии ~ 1 см от поверхности трения. Это является следствием того, что большая часть тепловой энергии трения уходит в колесо.

На рис. 6 построены коэффициенты η_1 и η_2 , равные соответственно отношению (в %) количества диссипированной к количеству произведенной энергии (кривая 1) и количества энергии, диссипированной за счет излучения, к количеству энергии, диссипированной за счет конвекции (кривая 2), за любой промежуток времени с момента начала торможения. Отметим, что в процессе торможения диссипированная энергия составляет только несколько процентов от произведенной и основную роль в диссипации энергии играет конвекция. Излучение, как показывает сравнение выражений (3) и (5), играет основную роль только при температурах, больших 600°C . Как отмечено выше, тепловая энергия в процессе трения колеса о колодку выделяется только в местах их фактического соприкосновения. При этом площадь соприкосновения существенно меньше геометрической площади перекрывания колодки как за счет ее неплотного прилегания к колесу, так и за счет шероховатостей поверхностей контакта. Считается [9], что фактическая площадь соприкос-

новения может составлять порядка 20% от геометрической. В рамках данной модели изменение площади фактического соприкосновения определяется изменением размера длины всей колодки. Расчеты показывают, что температура поверхности колеса и колодки для $0,2 \leq \beta \leq 1$ практически не зависит от площади соприкосновения, что можно объяснить «размазыванием» теплового потока по поверхности колеса за счет его движения относительно колодки. Необходимо отметить, что система уравнений (16) не описывает процессы, связанные с возникновением локальных «вспышек» температуры на поверхности трения колеса и колодки.

Таким образом, в рамках указанных приближений для двумерной модели колеса и колодки с учетом конвекционного потока, связанного с вращательным движением колеса, зависимости коэффициента теплопередачи от скорости движения, коэффициента силы трения от скорости движения и силы нажатия на колодку, при конвекционной и излучательной диссипации энергии для 4-осного полувагона и начальной скорости 100 км/ч рассчитана максимальная (270°C) температура поверхности колеса в процессе экстренного торможения. Показана независимость температуры поверхности колеса от площади соприкосновения колеса и колодки.

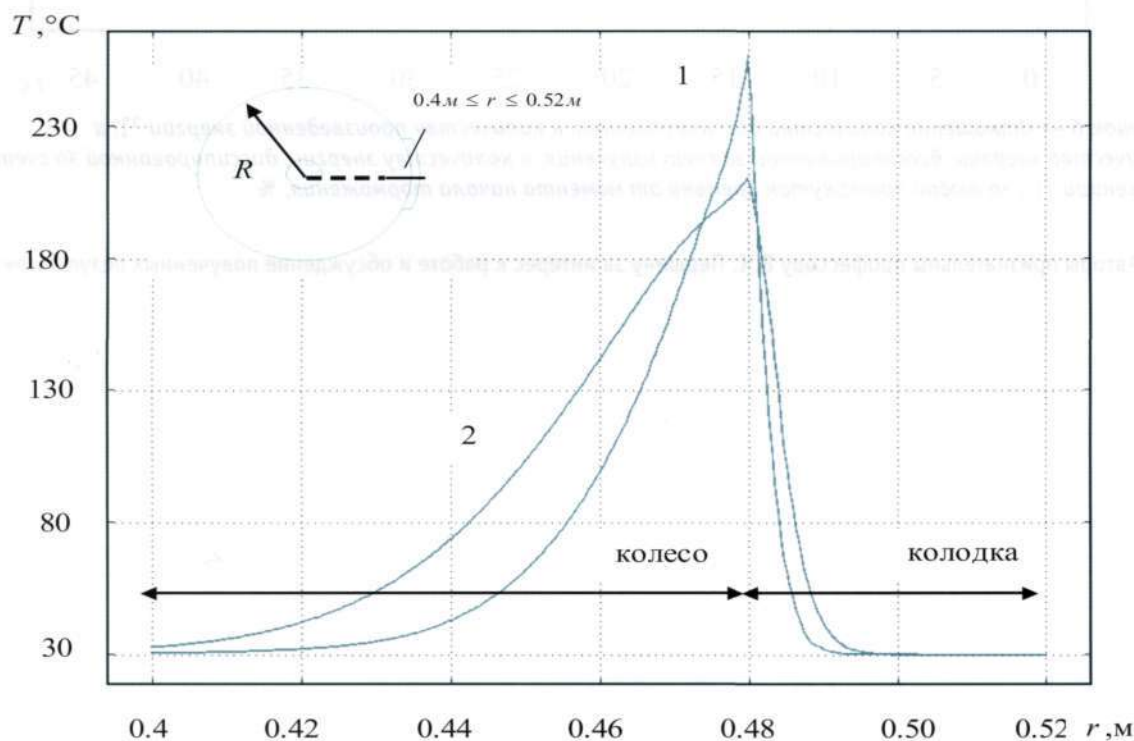


Рисунок 5 — Зависимости температуры точек колеса и колодки на участке от 0,4 до 0,52 м через $t \approx 28$ с от начала торможения (кривая 1) и в момент прекращения движения $t \approx 46$ с (кривая 2)

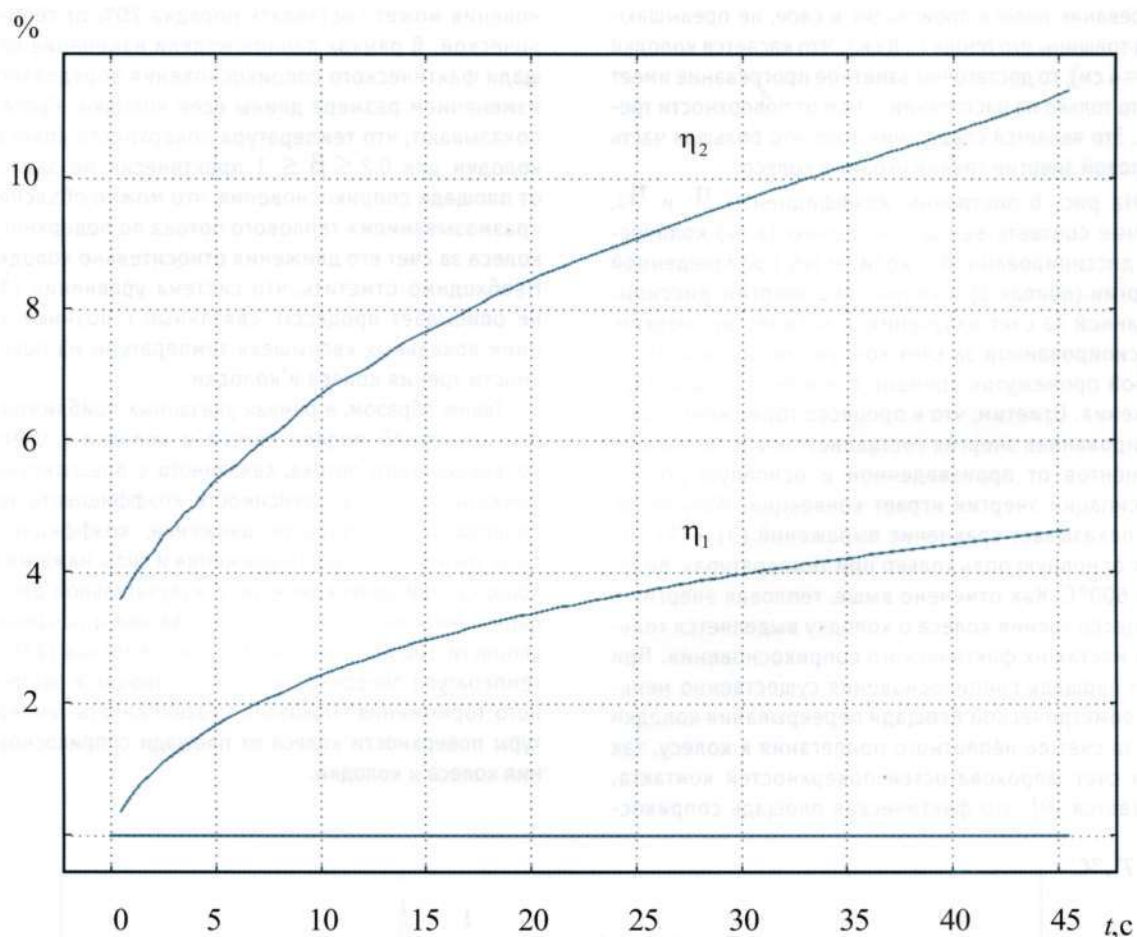


Рисунок 6 — Отношение количества диссипированной к количеству произведенной энергии η_1 и количества энергии, диссипированной за счет излучения, к количеству энергии, диссипированной за счет конвекции η_2 , за любой промежуток времени от момента начала торможения, %

Авторы признательны профессору В.К. Першину за интерес к работе и обсуждение полученных результатов.

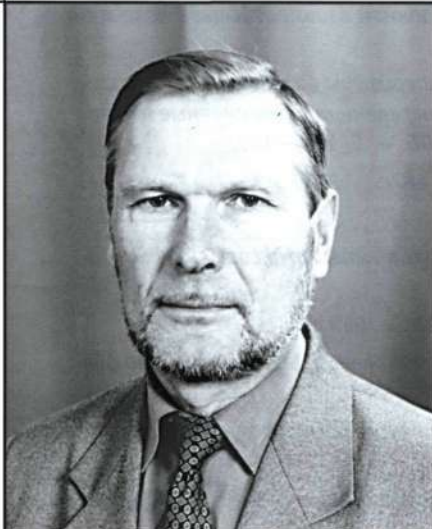




Литература

1. Фишбейн Л. А., Першин В. К. Двумерное моделирование фрикционного нагрева// Транспорт Урала. — 2005. — №4 (7). — С. 32—37.
2. Першин В.К., Фишбейн Л.А. Моделирование тепловых режимов при фрикционном взаимодействии колеса и тормозной колодки// Транспорт Урала. — 2005. — №1(4). — С. 34—44.
3. Фишбейн Л. А., Казакова Е. И. Численное моделирование распределения температуры во вращающемся колесе в процессе его трения о колодку// 44 Всероссийская научно-практическая конференция «Современные технологии — железнодорожному транспорту и промышленности». —Хабаровск, 2006. — С. 185—189.
4. Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. — М.: Наука, 1964. — 487с.
5. Лыков А. В. Тепломассообмен: Справочник. — М: Энергия, 1978. — 479 с.
6. Жаров И.А., Воронин И.Н., Курцев СБ. Приближенный расчет поверхностных температур системы «колодка — колесо — рельс»// Трение и износ. — 2003. — 24. — №2. — С. 144—152.
7. Coilson J.M., Richardson J.F. Chemical Engineering, v.1. Pergamon Press. — 1990. — 928 p.
8. Носко А.Л., Носко А.П. Исследование охлаждения тормозных устройств подъемно-транспортных машин //Вестник МГТУ им. Н.Э.Баумана. Сер. «Машиностроение». —2005. —3. — С. 88—99.
9. Асадченко В. Р. Расчет пневматических тормозов железнодорожного подвижного состава. — М: Маршрут, 2004.— 120 с.
10. Карташов Э.М. Аналитические методы в теории теплопроводности твердых тел. — М: Высшая школа, 2001.—550 с.
11. Балакин В. А., Галай Э.И. Тепловой режим фрикционного тормоза электропоезда при скоростном регулировании силы нажатия колодок// Трение и износ. — 1997. — 18. — № 5. — С. 636-642.
12. Физические величины: Справочник /Под ред И. С. Григорьева, Е.З. Мейлихова. — М: Энергоатомиздат, 1991. —1232 с.
13. Фишбейн Л.А., Першин В.К. Расчет температурной характеристики тормозной колодки // Трение и износ. — 2003. — №24. — С. 371—377.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ЗОНЫ ВЛИЯНИЯ НА ПЕРЕСЕЧЕНИЯХ АВТОМОБИЛЬНЫХ ДОРОГ В ОДНОМ УРОВНЕ



Рудольф Николаевич Ковалев, д.т.н., профессор (УГЛТУ)



Сергей Николаевич Боярский, инженер (УГЛТУ)

Предлагается моделировать параметры зоны влияния пересечения исходя из алгоритма динамического программирования по критерию минимума расхода топлива.

Режим движения на пересечениях автомобильных дорог в одном уровне определяется интенсивностью движения по пересекающимся дорогам и планировкой узла.

Скорость движения автомобилей на главной дороге начинает снижаться за 300 – 400 м до пересечения и достигает минимальной величины на самом узле (рис. 1) [1]. Расстояние, на котором происходит снижение скорости при подходах к пересечению, будем называть зоной влияния пересечения.

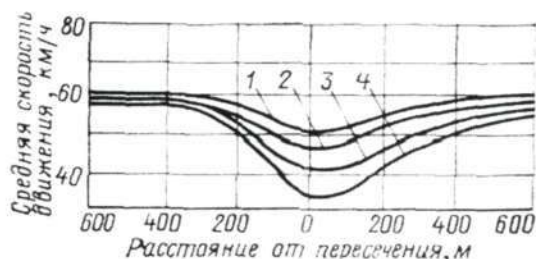


Рисунок 1 — Изменение скорости движения потока по главной дороге при проезде через пересечение в одном уровне:

- 1 — $M=84$ авт./ч, $N=12$ авт./ч;
- 2 — $M=112$ авт./ч, $N=47$ авт./ч;
- 3 — $M=232$ авт./ч, $N=63$ авт./ч;
- 4 — $M=216$ авт./ч, $N=106$ авт./ч

(M — интенсивность движения по главной дороге, N — по второстепенной).

Снижение скорости на подходах к пересечению автомобильных дорог в одном уровне вызвано стремлением водителей обеспечить безопасность движения. Наименьшее снижение скорости наблюдается на пересечениях с обеспеченной видимостью по обеим дорогам.

Величина снижения скорости зависит также от интенсивности движения на второстепенной дороге. Если эта интенсивность мала (менее 100 авт./сут), то скорость автомобилей, движущихся по главной дороге, снижается лишь при наличии ожидающего автомобиля на второстепенной дороге. При интенсивности движения свыше 100 авт./сут на пересечении наблюдается постоянное снижение скорости основного потока.

Во всех этих случаях изменение скорости носит плавный характер и достигает наибольшей величины на самом пересечении, после чего наблюдается плавное увеличение скорости (см. рис. 1).

По эпюре скорости можно определить потери времени и, следовательно, затраты основного потока при проезде через пересечение автомобильных дорог в одном уровне. При высокой интенсивности движения на основной и второстепенной дорогах эти потери и затраты достигают значительных размеров [2].

Однако такой подход характерен для одиночного движения автомобилей, т.к. не учитывает взаимосвязей в потоке. Логично предположить, что снижение скорости при определенной интенсивности главного потока вызовет появление очереди автомобилей. В

этом случае для анализа количества взаимосвязанных автомобилей уместно применить положения теории массового обслуживания или, что даст более точный результат, методику, предлагаемую проф. Е.М. Лобановым [3]. Следует заметить, что за время обслуживания необходимо принимать не Δt_{sp} , а безопасный промежуток времени Δt_{bez} [4], который зависит от выбранного скоростного режима на пересечении.

Важным параметром является длина очереди, однако четкие критерии, позволяющие определить, когда именно два автомобиля образуют движущуюся очередь, отсутствуют. Критерии, позволяющие определить, когда именно два неподвижных объекта образуют очередь в системах массового обслуживания, также произвольны, поскольку такое понятие, как расстояние, в теории массового обслуживания не рассматривается. Последовательность автомобилей, следующих за головным, можно рассматривать как единую очередь, если каждый автомобиль должен мгновенно реагировать на снижение скорости впереди идущего автомобиля. Предполагается, что данный автомобиль и автомобиль, следующий впереди, образуют движущуюся очередь, если расстояние между ними меньше или равно S [5].

Следовательно, движущаяся очередь имеет место, если расстояние S между автомобилями соответствует дистанции безопасности – «динамическому габариту»

$$l_k = L + v_i t_p + \frac{K_{\varphi}^{i+1} v_{i+1}^2 - K_{\varphi}^i v_i^2}{2g(\varphi \pm i)}, \quad (1)$$

где l_k — дистанция безопасности, м;

$L = l_a + l_o$; l_a — длина автомобиля, м; l_o — зазор безопасности, м;

v_i — скорость переднего автомобиля, м/с;

t_p — время реакции водителя, с;

K_{φ}^{i+1} , K_{φ}^i — коэффициент эксплуатационных условий и режимов торможения переднего и заднего автомобиля, м/с;

v_{i+1} , v_i — скорости переднего и заднего автомобилей, м/с;

φ — коэффициент сцепления;

i — продольный уклон.

Плавное снижение скорости и наличие взаимосвязи между автомобилями дает возможность аппроксимировать кривую скорости при помощи k отрезков (рис. 2).

С учетом (1) каждый отрезок имеет длину, равную «динамическому габариту», который определяет текущую скорость автомобиля. Кроме того, l_i зависит от разности скоростей $x_k = v_{i+1} - v_i$

$$l_k = L + v_i t_p + \frac{K_{\varphi}^{i+1} v_{i+1}^2 - K_{\varphi}^i v_i^2}{2g(\varphi \pm i)} = L + v_i t_p + \frac{K_{\varphi}^{i+1} (v_i + x_k)^2 - K_{\varphi}^i v_i^2}{2g(\varphi \pm i)}, \quad (2)$$

т.е. l_{k+1} каждого последующего автомобиля зависит только от предыдущего l_k и регулируется параметром x_k . Учитывая, что V_n известно, получаем:

$$\sum_{k=1}^n x_k = \Delta V; \quad (3)$$

$$x_k \geq 0; k = \overline{1, n}.$$

Для дальнейших исследований необходимо знать затраты очереди, поэтому в качестве критерия эффективности распределения l_k выбираем минимум расхода топлива.

Таким образом, можно сказать, что:

— имеет место n -шаговый процесс;

— расход топлива равен сумме расхода на каждом шаге;

— величина V_n зависит только от предшествующего состояния и значения переменной ΔV_k .

Следовательно, есть возможность для решения данной задачи применить методы динамического программирования. Для этого необходимо представить функцию расхода топлива в виде, более удобном для решения поставленной задачи.

Уравнение расхода топлива имеет вид:

$$dq = mds - b_r' c s ds + b_r' (nv + kFv^2) ds + b_r' m' v dv; \quad (4)$$

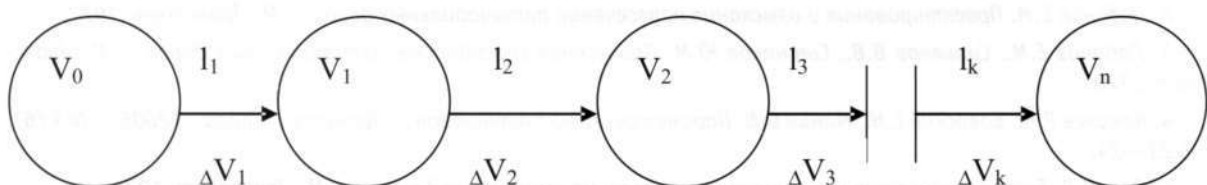


Рисунок 2 — Графическое представление зоны влияния

$$m = Aq + G_a b_T' (f \pm i_0) + a_n \eta_H'; n = G_a f_0 b_n \eta_n;$$

$$A_Q = \frac{a_T v_H}{z r \tau}; b_T' = \frac{10^3 b_T}{\gamma_H};$$

$$m' = \frac{G_a}{g} \delta; c = \frac{G_a}{R},$$

где q — расход топлива; s — путь; v — скорость; k — коэффициент сопротивления воздуха; F — площадь наибольшего сечения автомобиля; δ — коэффициент учета влияния вращающихся масс; f — постоянная составляющая трения сопротивления качению; a_T — расход топлива в случае, когда среднее эффективное давление равно нулю; b_T — коэффициент пропорциональности между расходом топлива и средним эффективным давлением; v_H — рабочий объем двигателя; τ — показатель тактности двигателя; r — радиус ведущего колеса; η_H — КПД трансмиссии; a_n, b_n — коэффициенты, характеризующие потери мощности на вспомогательном оборудовании; G_a — вес автомобиля; R — радиус вертикальной кривой; i_0 — продольный уклон.

Первый член уравнения характеризует расход топлива на преодоление сил сопротивления, не зависящих от скорости: сопротивления качению, постоянного уклона, сил, затрачиваемых на привод вспомогательного оборудования. Второй член выражает расход, возникающий в результате преодоления автомобилем вертикальной кривой. Третий член определяет расход топлива на вязкое трение и преодоление сил сопротивления воздуха. Четвертый член выражает затраты топлива на разгон автомобиля.

Преобразуем уравнение к более компактному виду, принимая во внимание, что $ds = v dt$ и $dv = \frac{dv}{dt} dt = adt$ [6]:

$$dq = (g_1 v + g_2 s v + g_3 v^2 + g_4 v^3 + g_5 v a) dt; (5)$$

$$g_1 = m; g_2 = \pm b_T' c; g_3 = b_T' n; \\ g_4 = b_T' n; g_5 = b_T' m.$$

Для описания поставленной задачи преобразуем уравнение (5) следующим образом:

$$q = \sum_{i=1}^k (g_1 v_i + g_2 s v_i + g_3 v_i^2 + g_4 v_i^3 + g_5 v_i a_i) \Delta t_i. (6)$$

Раскроем в выражении (6) скобки и, учитывая, что из условия безопасности $s_i = l_i$ и $v_i = a_i \Delta t_i$, получим

$$q = \sum_{i=1}^k (g_1 l_i + g_2 l_i^2 + g_3 v_i l_i + g_4 v_i^2 l_i + g_5 v_i^2). (7)$$

В случае отсутствия продольного уклона на подходах к пересечению мы имеем дело с величиной

$$q = \sum_{i=1}^k (g_1 l_i + g_2 l_i^2 + g_5 v_i^2). (8)$$

Учитывая (2),

$$q = \sum_{i=1}^k \left(g_1 \left(L + v_i t_p + \frac{K_{\varphi}^{i+1} (v_i - x_k)^2 - K_{\varphi}^i v_i^2}{2g(\varphi \pm i)} \right) + \right. \\ \left. + g_2 \left(L + v_i t_p + \frac{K_{\varphi}^{i+1} (v_i - x_k)^2 - K_{\varphi}^i v_i^2}{2g(\varphi \pm i)} \right)^2 + g_5 v_i^2 \right). (9)$$

Решение будет оптимальным в случае $q \rightarrow \min$.

Основываясь на данных о величине потерь времени и затратах транспортного потока при проезде через пересечение автомобильных дорог в одном уровне, можно сделать вывод о целесообразности изменения каких-либо элементов его планировки.

Литература

1. Бабков В.Ф. Дорожные условия и безопасность движения. - М.: Транспорт, 1993.
2. Лобанов Е.М. Проектирования и изыскания пересечений автомобильных дорог. - М.: Транспорт, 1972.
3. Лобанов Е.М., Сильянов В.В., Ситников Ю.М. Пропускная способность автомобильных дорог. - М.: Транспорт, 1970.
4. Ковалев Р.Н., Боярский С.Н., Минин О.В. Параметры конфликтных зон// Транспорт Урала. - 2005. - №3 (6). - С. 21–24.
5. Дрю Д.Р. Теория транспортных потоков и управление ими: Перевод с англ. - М.: Транспорт, 1974.
6. Гаврилов А.А. Моделирование дорожного движения.



СТАДИЙНОЕ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ОРГАНИЗАЦИИ ДВИЖЕНИЯ ПРИ ВЫПОЛНЕНИИ ПРАВЫХ ПОВОРОТОВ НА РЕГУЛИРУЕМЫХ ПЕРЕСЕЧЕНИЯХ

В современных крупных городах вследствие высокого уровня автомобилизации возникли транспортные проблемы. Одна из проблемных ситуаций — организация правых поворотов на регулируемых пересечениях. Вместе с тем инженеры не полностью используют резервы пропускной способности, применяя в настоящее время дорогостоящие или неэффективные методы организации движения.

Анализ потока публикаций по организации движения [1, 2] позволил предложить схему стадийного совершенствования правых поворотов в узлах (рис. 1).

Стадийное совершенствование организации движения позволяет использовать резервы увеличения пропускной способности при совершенствовании правых поворотов по мере увеличения интенсивности движения от 100 до 2000 ед./ч.



Алексей Алексеевич Цариков, начальник отдела транспортного обеспечения (СОГУ «Управление автомобильных дорог»)



Рисунок 1 — Схема стадийного совершенствования правых поворотов в узлах

Ниже рассматривается последовательность мероприятий по организации правых поворотов с практической точки зрения.

1. Правый поворот в конфликте с пешеходами.

Поворот транспортных средств направо должен осуществляться в один ряд из крайней правой полосы движения. Поэтому необходимо обеспечить водителям возможность занять эту полосу за 20—40 м до перекрестка.

При малой интенсивности правоповоротного движения не должно запрещаться движение по правой полосе транспортных средств в прямом направлении.

При наличии светофорного регулирования этот маневр производится при зеленом сигнале светофора без дополнительной секции, регулирующей правоповоротное движение [3], и позволяет пропустить 3—4 автомобиля за цикл регулирования.

2. Отсечка для правого поворота (микрофаза).

Прямое и правоповоротное направление 1н (рис. 2) и пешеходы направления 2н начинают движение одновременно. После того как загорается красный сигнал, пешеходы заканчивают движение (направление 2н), но в направлении 1н некоторое время продолжается движение. При этом правый поворот осуществляется без конфликта с пешеходами.

Величины времени отсечки можно принимать от 3 до 9 с в зависимости от интенсивности движения.

Применение микрофаз позволяет пропустить через перекресток 4—6 автомобилей за цикл и является

эффективным методом организации движения в случае невозможности организовать отдельную фазу для правого поворота.

3. Нерегулируемый правый поворот.

Применение нерегулируемых правых поворотов на перекрестках, оборудованных светофорами, эффективно только на Т-образных пересечениях, где отсутствует пешеходное движение, а также не менее двух полос для движения на примыкаемой улице в каждом направлении. При этом для правого поворота должна быть организована отдельная полоса движения.

Пропускная способность правого поворота при организации таким методом может достигать 1000—1400 ед./ч.

4. Выделение отдельной фазы для правого поворота.

Считается, что при интенсивности движения более 120 ед./час и интенсивности пешеходов более 900 человек в час необходимо выделять отдельную фазу для движения направо (без конфликта) [3]. В этом случае при возникновении трудностей с пропуском транспортных средств в прямом направлении для правоповоротного потока следует устраивать дополнительную полосу движения за счет разделительной полосы между проезжей частью и тротуаром или излишней ширины тротуара. Длина уширения проезжей части должна быть не менее 30 м.

Известны методы со сложными промежуточными тактами [4]. В фазе 1 разрешено движение для двух направлений с левым поворотом и направления с правыми поворотами. Левоповоротные маневры тре-

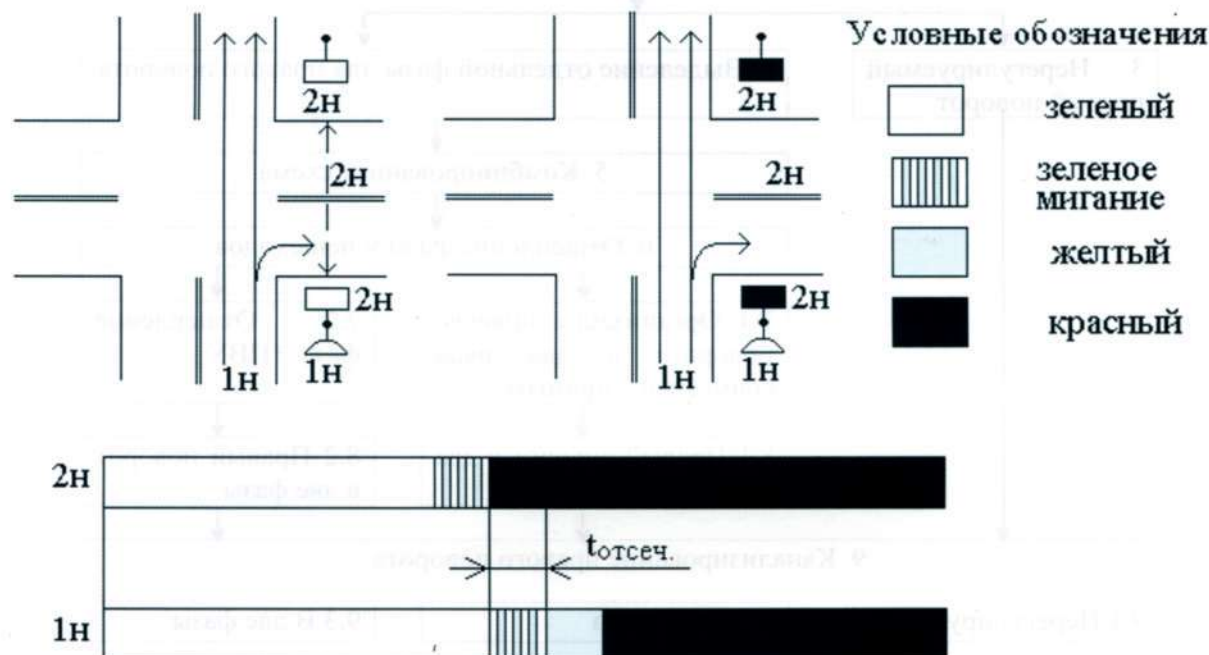


Рисунок 2 — Отсечка для правого поворота при конфликте с пешеходами

буют для разгрузки перекрестка больше времени, чем правоповоротные. Поэтому при включении промежуточного такта фазы 1 стрелка для левоповоротных маневров выключается, а стрелка для правых поворотов некоторое время продолжает гореть. Данный пример иллюстрирует возможность повышения пропускной способности правых поворотов путем введения зеленого дополнительного сигнала помимо основной фазы.

Организация движения правого поворота в отдельной фазе в один ряд эффективна в диапазоне интенсивности движения 150—350 ед./ч при четырехфазных схемах организации движения и 200—450 ед./ч — при трехфазных.

5. Комбинированная схема движения АСУД, г. Омск. Широко распространенными являются случаи перекрестка с трехфазной схемой движения и интенсивным правым поворотом. В этом случае (рис. 3), если основное направление движения, входящее в первую, вторую и третью фазу, имеет высокую интенсивность (до 450 единиц на полосу и более), то выделение дополнительной четвертой фазы приводит к перегрузке во всех фазах. При трехфазной схеме движения на перекрестке очередь на направлении А для правого поворота периодически возрастает до предзаторовой ситуации. Задержка на один автомобиль при такой ситуации по величине близка к длительности цикла. Решением задачи является формирование шестифазной схемы движения.

Первая и вторая фазы аналогичны четвертой и пятой соответственно, а в третьей фазе вместо пешеходного направления разрешается движение для правоповоротного направления. Применение такой схемы движения в районе действия АСУД (г. Омск) позволяет уменьшить очередь транспортных средств для направления А за цикл на 50%.

Анализ ситуации показывает возможности повышения эффективности схемы движения за счет комбинирования до 4, 6 и 8 фаз. Основным принципом здесь является сохранение и повторение фаз, в которых разрешается движение по координированным направлениям и дополнение их второстепенными направлениями с небольшой интенсивностью [5].

Комбинированная схема применима в диапазоне интенсивностей движения 350—550 ед./ч при четырехфазных схемах организации движения и 450—750 ед./ч — при трехфазных.

Недостатком комбинированной схемы является длительное время ожидания пешеходами разрешающего сигнала. Если при трехфазном регулировании движения длительность цикла регулирования $T_c = 70—90$ с, то для комбинированной шестифазной схемы $T_c = 140—180$ с. Отсюда время ожидания пешеходами разрешающего сигнала 110—130 с, что значительно превышает время терпеливого ожидания 30—40 с.

6. Отщепление фазы у пешеходов. Не освещенным в литературе методом повышения пропускной способности правых поворотов является отщепление фазы у пе-

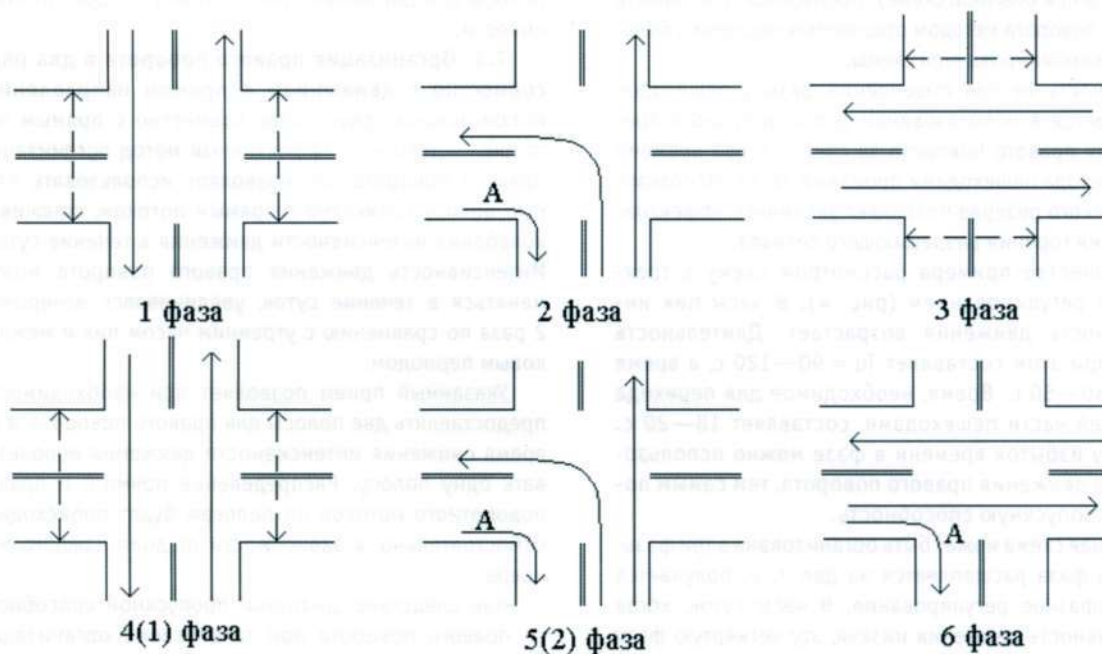


Рисунок 3 — Комбинированная 6-фазная схема АСУД, г. Омск

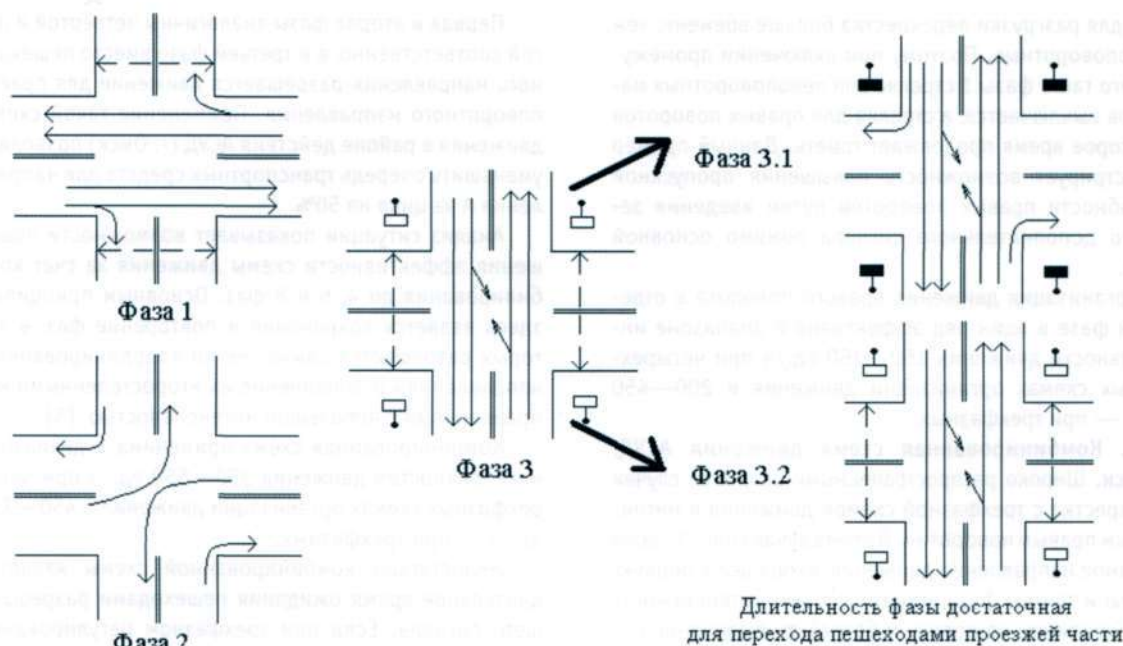


Рисунок 4 — Схема организации правого поворота с отщеплением фазы

пешеходов (см. рис. 1). Преимуществом отщепления фазы по сравнению с комбинированными схемами является меньшая длительность цикла T_c , меньшее количество фаз, меньшее время ожидания разрешающего сигнала для пешеходов (практически оно составляет столько же, сколько и при обычной схеме). Пропускная способность правого поворота методом отщепления несколько больше, чем комбинированной схемы.

Сущность метода отщепления фазы у пешеходов заключается в использовании дополнительного времени для правого поворота за счет резерва времени для перехода пешеходами проезжей части. Использование такого резерва позволяет увеличить эффективное время горения разрешающего сигнала.

В качестве примера рассмотрим схему с трехфазным регулированием (рис. 4). В часы пик интенсивность движения возрастает. Длительность цикла при этом составляет $T_c = 90—120$ с, а время фаз — $30—50$ с. Время, необходимое для перехода проезжей части пешеходами, составляет $18—20$ с. Поэтому избыток времени в фазе можно использовать для движения правого поворота, тем самым повысить пропускную способность.

Данная схема может быть организована в три фазы, но одна фаза расщепляется на две, т. е. получается четырехфазное регулирование. В часы суток, когда интенсивность движения низкая, эту четвертую фазу можно уменьшать до минимума или вообще исключать на данный период регулирования (современные контроллеры способны реализовывать такой алгоритм).

Апробация нами данного метода на пересечениях г. Екатеринбурга доказала эффективность организации правого поворота. Единственным условием эффективного применения метода, как и любого способа организации правого поворота, является выделение полосы для движения правого поворота достаточной емкости.

7.1. Организация правого поворота в два ряда совместно с движением в прямом направлении. Использование двух полос совместно с прямым потоком — довольно эффективный метод организации правого поворота. Он позволяет использовать вторую полосу совместно с прямым потоком, сглаживая колебания интенсивности движения в течение суток. Интенсивность движения правого поворота может меняться в течение суток, увеличиваясь вечером в 2 раза по сравнению с утренним часом пик и межпиковым периодом.

Указанный прием позволяет при необходимости предоставлять две полосы для правого поворота, а во время снижения интенсивности движения использовать одну полосу. Распределение прямого и правоповоротного потоков по полосам будет происходить самостоятельно, в зависимости от доли каждого маневра.

Как следствие, диапазон пропускной способности правого поворота при такой схеме организации движения составляет $450—900$ ед./ч для трехфазной схемы организации движения и $350—700$ ед./ч — для четырехфазной.



Недостатком метода является зависимость правого поворота от прямого потока, так как движение прямого и правоповоротного потока должны осуществляться в одной фазе.

7.2. Отщепление фазы совместно с пешеходно-вызывным устройством (ПВУ). Использование ПВУ является развитием метода отщепления фазы у пешеходов. Как и использование ПВУ на пешеходных переходах, применение такого способа необходимо в местах неравномерной интенсивности пешеходного движения.

При отсутствии пешеходов можно увеличить время разрешающего сигнала для правого поворота практически в 2 раза по сравнению с однофазным регулированием правого поворота.

Недостатком метода является неопределенность параметров применения.

8.1. Организация правого поворота в два ряда. Условием для организации правого поворота таким

способом является высокая интенсивность и наличие необходимого количества полос. Способ широко применим в практике организации движения.

Пропускная способность для трехфазных схем может составлять 900 ед./ч и 650 ед./ч — для четырехфазных.

8.2. Правый поворот в две фазы. Довольно распространенный метод организации движения. При четырехфазной схеме применим при достаточном количестве полос движения. При трехфазных схемах использование двух фаз для поворота направо возможно только при отсутствии движения.

9. Канализирование правых поворотов. Канализирование движения правого поворота позволяет более эффективно использовать схемы организации движения. В этом случае правый поворот можно разделить на три типа: нерегулируемый, регулируемый с возможностью использования для правого поворота два ряда, регулируемый в две фазы.

Литература

1. Ваксман С. А. Транспортные системы городов: Указатель работ, опубликованных в СССР на русском языке. — Екатеринбург: УНВП «Комвакс», 2004. — 322 с.
2. Ваксман С.А. Транспортные системы городов: Указатель работ, опубликованных на русском языке в 1992 — 2000 гг. - Екатеринбург: УНВП «Комвакс», 2004. — 44 с.
3. Руководство по регулированию дорожного движения в городах. — М.: Стройиздат, 1974. — 97 с.
4. Владимиров В.А., Загородников Т.Д., Малое П.Н. Инженерные основы организации дорожного движения. — М.: Стройиздат, 1975. — 445 с.
5. Технология координированного управления транспортными потоками/ НИИСТ МВД РФ. — М., 1988. — 80 с.

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ПАРАМЕТРОВ РЕЛЬСОВОГО КРАНОВОГО ПУТИ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ОПОРНОЙ РЕАКЦИИ



Шамиль Абдуллович Салахутдинов,
инженер (УГЛТУ)



Николай Иванович Чашин, к.ф.-м.н.,
доцент(УГЛТУ)



Татьяна Евгеньевна Воронцова, инженер
(УГЛТУ)

Рассмотрим кран и крановый путь как элементы единой системы, которые в процессе эксплуатации взаимно воздействуют друг на друга. Состояние крановых путей существенно влияет на безопасность, бесперебойность и рентабельность эксплуатации кранов.

Отклонения параметров кранового пути ведут к авариям, материальным и человеческим потерям. Высоко чувствителен к параметрам пути кран, чей технический ресурс исчерпан или близок к этому.

При обследовании более 40 крановых путей на предприятиях лесного комплекса Свердловской области было установлено, что ни один обследованный путь не удовлетворяет требованиям, причем отклонения параметров превышают допустимые значения в 1,5—3 раза [1]. Интенсивная эксплуатация крановых путей в прошлом превращает задачу их содержания в технически исправном состоянии в сложную капитало- и материалоемкую проблему.

По существующим нормам уклон рельсового пути определен соответствующим задаваемым значением без учета знака направления. На практике же чаще всего встречаются пути, уклоны рельсов которых имеют разное направление, т.е. «+» и «-».

Многие исследователи, рассматривавшие ранее вопросы взаимодействия крана и кранового пути, не обращали внимание на наличие уклонов разного знака. Нам представляется учет этого факта весьма важным [2].

При движении крана по пути с реальными неровностями контакт колес опорной тележки с рельсом обеспечивается за счет упругих свойств рельсового пути и элементов опор. Если сумма деформаций системы меньше величин неровности на рельсовом пути, то козловой кран будет перемещаться на трех ходовых тележках, а при расположении центров масс по диагонали, проходящей через две загруженные тележки, кран должен опираться на две точки. Так как кран передвигается со скоростью от 15 до 30 м/мин, то процесс деформации элементов системы будет замедлен во времени.

В реальных условиях ни один из вышеизложенных случаев не происходит вследствие конечной жесткости опорных элементов козлового крана, значения которых поддаются расчету, но для полного понимания вопроса распределения опорных нагрузок возможность возникновения таких случаев нужно иметь в виду.

Рассмотрим состояние всей системы кран—путь в зависимости от изменения некоторых ее параметров. Пусть опорные элементы козлового крана получают какие-то вертикальные перемещения z , т.е. опорные точки 1 и 2 каждой опоры располагаются под уклоном на базе крана L (рис. 1). Положение грузовой тележки зададим величиной y . Общий центр тяжести всей системы обозначим как x_c в плоскости xy . Относительно центра тяжести x_c опорные точки каждой из опор имеют соответствующие координаты $(x-L/2)$ или $(x+L/2)$, а в плоскости xz необходимо учесть еще и перемещения z :



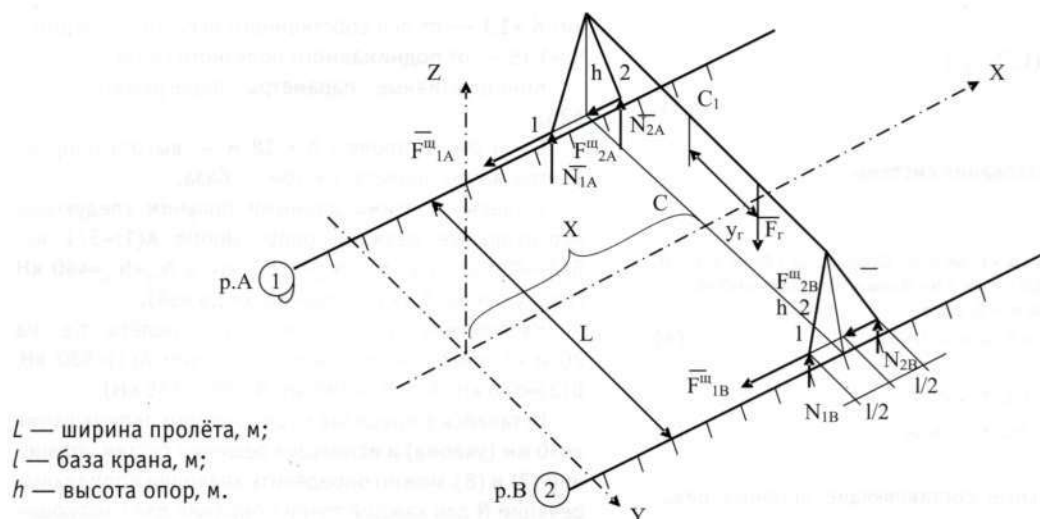


Рисунок 1 — Схема расположения опорных реакций и груза козлового крана

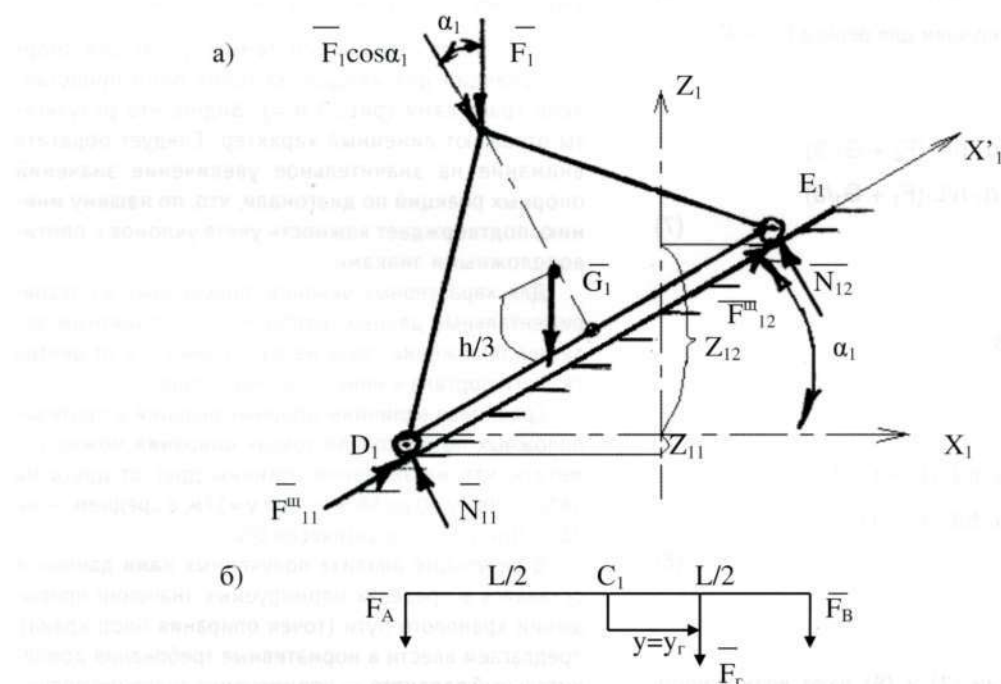


Рисунок 2 — Схемы загрузки а) опоры Z11 и Z12; б) при смещении груза $y=y_r$

$$\begin{aligned} z_{11}(x-L/2), & \quad z_{12}(x+L/2); \\ z_{21}(x-L/2), & \quad z_{22}(x+L/2). \end{aligned} \quad (1)$$

Для наглядности рассмотрим возникающие изменения на примере одной из опор (рис. 2а). Пусть точки опирания первой опоры получили перемещения z_{11} и z_{12} , где первый символ — номер опоры, а второй — точка опирания опоры. Полученный уклон в результате будет равен

$$\operatorname{tg} \alpha_1 = (z_{11} - z_{12}) / L, \quad (2)$$

где ввиду малости углов $\sin \alpha_1 \approx \operatorname{tg} \alpha_1 \approx \alpha_1$, $\cos \alpha_1 = 1$. Введем следующие обозначения для возникающих при этом нагрузок:

F — сила тяжести всей системы;
 F_1, F_2 — сила тяжести от 1 и 2 опор;
 h — высота опоры (одинакова для обеих опор);
 L — пролет между опорами;
 C_1 — точка проекции центра тяжести всей системы на портал козлового крана.

При перемещении грузовой тележки на расстояние y , по portalу система получит перераспределение сил F_1 и F_2 (рис. 2б)

$$\begin{cases} F_1(L/2+y_r)=F_2(L/2-y_r) \\ F_1+F_2=F \end{cases} \quad (3)$$

После преобразования системы

$$\begin{aligned} (D_1): N_{12} &= L - F_1 \cos \alpha_1 \cdot L/2 + F_1 \sin \alpha_1 \cdot h - G_1 \cos \alpha_1 \cdot L/2 + G_1 \sin \alpha_1 \cdot h/3 = 0 \\ (E_1): N_{11} &= L - F_1 \cos \alpha_1 \cdot L/2 - F_1 \sin \alpha_1 \cdot h - G_1 \cos \alpha_1 \cdot L/2 - G_1 \sin \alpha_1 \cdot h/3 = 0 \\ N_{11} &+ N_{12} = F_1 \cos \alpha_1 + G_1 \cos \alpha_1 \\ F_{11}^{\text{ш}} + F_{12}^{\text{ш}} &= F_1 \sin \alpha_1 + G_1 \sin \alpha_1 \end{aligned} \quad (4)$$

т.е.

$$\begin{cases} N_{11} \approx (F_1 + G_1)/2 - \alpha_1 \cdot h/L \cdot (F_1 + G_1/3) \\ N_{12} \approx (F_1 + G_1)/2 + \alpha_1 \cdot h/L \cdot (F_1 + G_1/3) \end{cases} \quad (5)$$

И горизонтальные составляющие опорных реакций

$$F_{11}^{\text{ш}} = F_{11}^{\text{ш}} + F_{12}^{\text{ш}} \approx \alpha_1 \cdot (F_1 + G_1). \quad (6)$$

Таким образом, получаем для рельса (1) – А

$$\begin{cases} \alpha_1 = (z_{11} - z_{12})/L \\ F_1 = F \cdot (1/2 - y_r/L) \\ N_{11} = (F_1 + G_1)/2 - \alpha_1 \cdot h/L \cdot (F_1 + G_1/3) \\ N_{12} = (F_1 + G_1)/2 + \alpha_1 \cdot h/L \cdot (F_1 + G_1/3) \\ F_{11}^{\text{ш}} = \alpha_1 \cdot (F_1 + G_1) \end{cases} \quad (7)$$

для рельса (2) – В

$$\begin{cases} \alpha_2 = (z_{21} - z_{22})/L \\ F_2 = F \cdot (1/2 + y_r/L) \\ N_{21} = (F_2 + G_2)/2 - \alpha_2 \cdot h/L \cdot (F_2 + G_2/3) \\ N_{22} = (F_2 + G_2)/2 + \alpha_2 \cdot h/L \cdot (F_2 + G_2/3) \\ F_{21}^{\text{ш}} = \alpha_2 \cdot (F_2 + G_2) \end{cases} \quad (8)$$

Системы уравнений (7) и (8) дают возможность получить количественное перераспределение опорных реакций в зависимости от перемещений z опорных точек и положения груза y_r .

Для иллюстрации воспользуемся данными для перегружателя ЛТ-62Б, полученными в УралНИИЛП (СНПЛО) в 1986 году. Вертикальные реакции опор определяются для двух случаев нагружения: худший случай загрузки — грузовая тележка с грузом у опоры с кабиной и энергоблоком; равномерный (пропорциональный) — грузовая тележка с грузом посередине пролета. При этом учтены и коэффициенты перегруз-

ки: $K_1=1,1$ — от оси собственного веса конструкции и $K_2=1,15$ — от поднимаемого полезного груза.

Конструктивные параметры перегружателя ЛТ-62Б:

$L = 4$ м — пролет; $h = 18$ м — высота опор до центра массы пролета; $l = 10$ м — база.

Согласно с этими данными получим следующие вертикальные реакции опор. Опора А(1)=371 кН, В(2)=880 кН, т.е. $N_{1A}=N_{2A}=185,5$ кН, а $N_{1B}=N_{2B}=440$ кН (груз у опоры В на расстоянии 3 м до неё).

Расположив груз по середине пролёта, т.е. на 20 м от опор, соответственно получим А(1)=580 кН, В(2)=670 кН ($N_{1A}=N_{2A}=290$ кН, $N_{1B}=N_{2B}=335$ кН).

Оставаясь в пределах нормируемого перемещения $z=30$ мм (уклона) и используя решение систем уравнений (7) и (8), можно определить значение нормальных реакций N для каждой точки опирания для следующего положения центра масс крана:

$$y_r=0, y_r=5 \text{ м}, y_r=10 \text{ м}, y_r=15 \text{ м}, y_r=17 \text{ м}.$$

Численное решение системы (7), (8) для опорных реакций для каждой из точек опор представлено графиками (рис. 3 и 4). Видно, что результаты отражают линейный характер. Следует обратить внимание на значительное увеличение значений опорных реакций по диагонали, что, по нашему мнению, подтверждает важность учета уклонов с противоположными знаками.

Для характерных уклонов, полученных из экспериментальных данных, наиболее благоприятным является положение груза на расстоянии 3 м от центра тяжести портала к менее тяжелой опоре.

Сравнивая величины опорных реакций в противоположных по диагонали точках опирания можно отметить, что их значения отличны друг от друга на 16% — при $y_r=0$ до 58% — при $y_r=17$ м, в среднем — на 36%. При $y_r=3$ практически 0%.

В результате анализа полученных нами данных и оставаясь в пределах нормируемых значений превышений кранового пути (точек опирания опор крана), предлагаем ввести в нормативные требования дополнительный параметр — нормируемое значение превышения головок рельсов кранового пути по диагонали в точках опирания.

Т.к. на базе 10 м величина превышения головок рельсов для крана ЛТ-62Б как в продольном, так и в поперечном направлении составляет 30 мм, то, по нашему мнению, рекомендованное значение должно быть порядка 40—60 мм.

Введение дополнительного контрольного параметра увеличивает «жесткость» ранее существующих норм, но с учетом знака уклонов делает послабление ранее существующим параметрам.

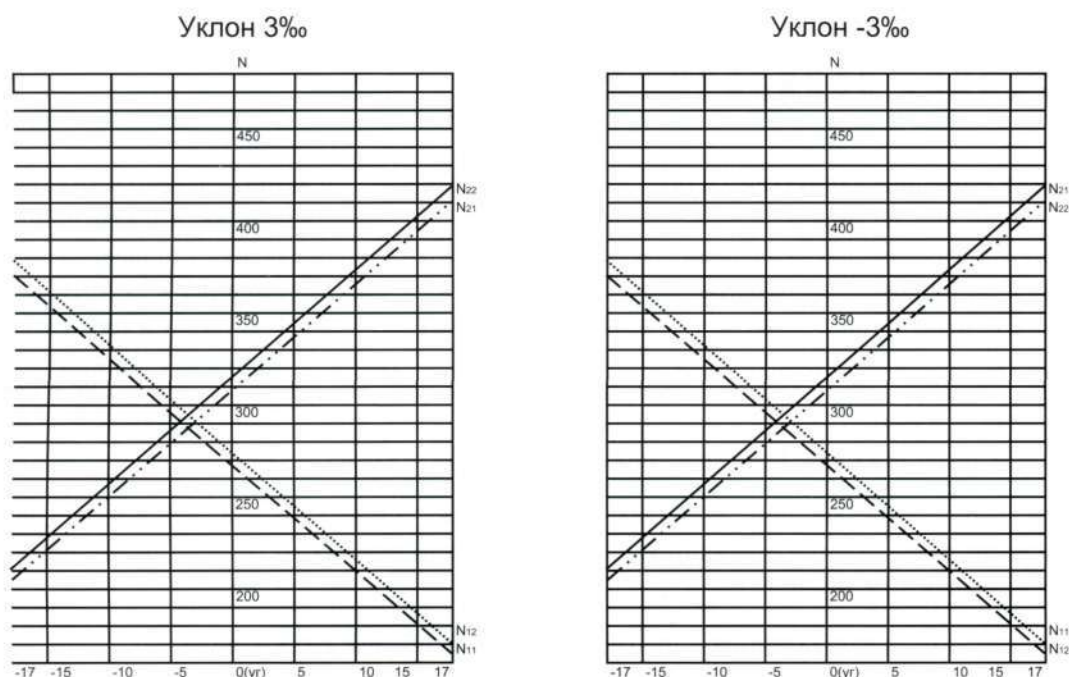


Рис. 3

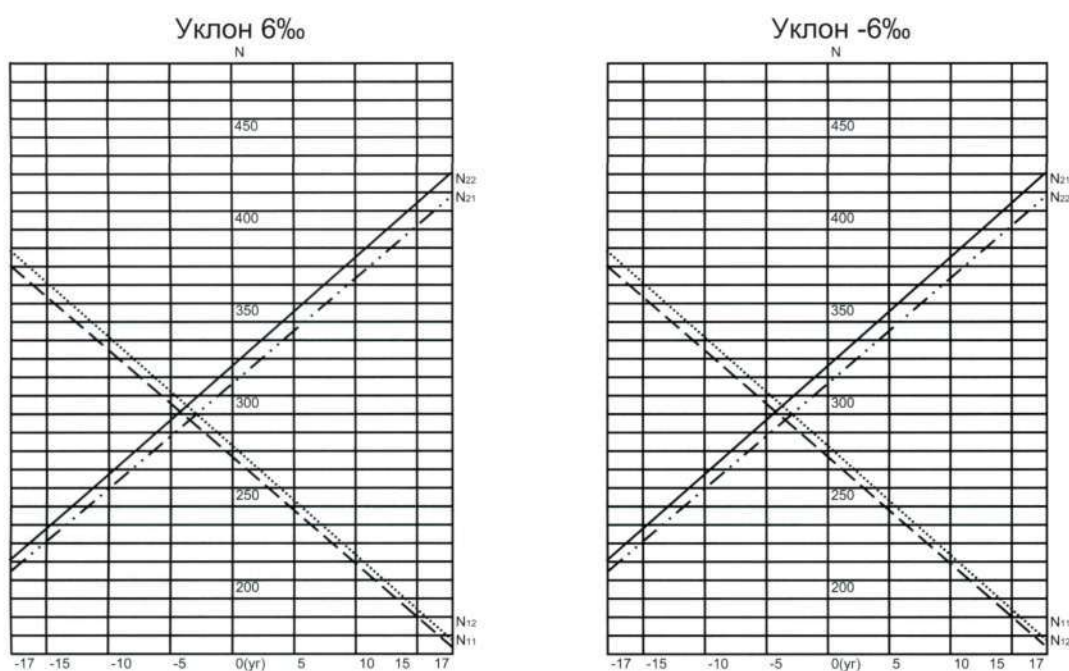


Рис. 4

Литература

1. Тагильцев Н.Д., Салахутдинов Ш.А., Раевская Л. Т., Чашин Н.И. Вероятностная оценка технического состояния подкрановых путей на участках выгрузки лесовозных автопоездов по ВЛПО «Свердлеспром» //Эксплуатация лесовозного подвижного состава: Межвузовский сборник научных трудов. - Свердловск: УЛТУ, 1988. - С. 59—60.
2. Абрамович И. И., Котельников Г.А. Козловые краны общего назначения. - М.: Машиностроение, 1983. -232 с.

ПРАВИЛА НАПИСАНИЯ СТАТЕЙ

1. В редакцию направляется текст статьи с информацией об авторах, шифром УДК, двуязычной аннотацией, списком литературы, графиками, рисунками и таблицами. К тексту прилагается сопроводительное письмо и одна фотография каждого автора в цветном исполнении размером 10х15 см, подписанная простым карандашом на обороте. Фотографии должны быть контрастными, в качестве подложки иметь плотную глянцевую бумагу без заломов и повреждений. В редакцию необходимо прислать распечатку статьи в двух экземплярах (один из экземпляров подписывается всеми авторами, содержит их полные фамилию, имя и отчество, место работы и должность, научные звания, почтовый и электронный адреса и контактные телефоны) и электронный вариант на дискетах 3,5 дюйма CD или ZIP-носителях.

2. Текст статьи объемом не более 12–14 страниц представляется в формате *.doc, *.rtf (Microsoft Word). Формат страницы A4, шрифт Times New Roman Cyr, 14 кегль, полуторный интервал. Все поля по 2 см.

3. Рисунки представляются в оригинале и в электронном виде в форматах *.tiff, *.jpeg (Adobe Photoshop). Рисунки выполняются черной тушью на плотной белой бумаге. Электронные версии рисунков должны быть сохранены с разрешением не менее 300 dpi. Редакция не несет ответственности за возможные искажения информации, представленной только в электронном виде.

4. Схемы и графики представляются в оригинале и в электронном виде в формате *.xls (Microsoft Excel).

5. Таблицы располагаются непосредственно после абзаца, содержащего упоминание о данной таблице. Все таблицы в тексте необходимо пронумеровать, озаглавить. Кегль внутри таблиц — 11, расположение текста — по ширине, расстановка переносов обязательна, междустрочный интервал одинарный.

6. В тексте статьи отмечаются места расположения дополнительного материала (фотографий, рисунков, графиков и т.д.), представленного в других файлах и в оригинальном виде. На обороте мест расположения дополнительного материала простым карандашом указываются фамилии авторов, номер иллюстрации.

7. Каждое наименование в списке литературы оформляется в соответствии с требованиями ГОСТ 7.1-84 «Библиографическое описание документа» и должно содержать фамилию автора (инициалы указываются после фамилии), название произведения, место издания (город и издательство), год издания, том, выпуск и страницы. Список должен содержать не более 10 источников. Ссылки на источники даются в тексте в квадратных скобках, в соответствии с нумерацией в списке литературы.

8. Помимо целиком сохраненного в едином файле материала, каждый иллюстративный материал (таблица, рисунок, график, схема) сохраняется ОТДЕЛЬНЫМ ФАЙЛОМ с соответствующим названием.

2174471. Верхний узел токоприемника электроподвижного состава / Ефимов А.В., Павличенко М.Е.

2161099. Контактная подвеска с термокомпенсированными струнами / Ефимов А.В., Галкин А.Г.

2208287. Возбудитель синхронного генератора / Косяков А.А.

2166826. Способ удаления гололеда с проводов контактной сети и линий электропередачи / Ефимов А.В., Галкин А.Г.

2191456. Высоковольтный блок с устройством контроля / Неугодинов И.П.

2172978. Способ автоматизированного проектирования контактной сети (САПР КС) / Ефимов А.В., Галкин А.Г. и др.

2224319. Дугогасительная камера выключателя переменного тока с замкнутым потоком дугогасящей среды / Косяков А.А.

2002610141. Система автоматизированного проектирования контактной сети (САПР КС). Свидетельство о регистрации программы для ЭВМ / Ефимов А.В., Галкин А.Г. и др.

2233993. Устройство для регулирования плунжерных топливных насосов высокого давления / Сулейманов Р.Я., Ежевская Л.А.

2207699. Электропривод / Сулейманов Р.Я.

2240935. Контроллер машиниста / Сулейманов Р.Я., Ежевская Л.А.

2002620025. База данных «Система автоматизированного проектирования контактной сети (САПР КС)». Свидетельство о регистрации базы данных / Ефимов А.В., Галкин А.Г.

2241972. Стенд для настройки и испытания регулятора дизеля / Сулейманов Р.Я., Ежевская Л.А.

2251776. Высоковольтный блок с устройством контроля / Неугодинов И.П.

2255407. Способ сушки обмоток электрических машин / Косяков А.А.

2250974. Стойка опоры контактной сети / Васильев И.Л., Павличенко М.Е.

2262765. Устройство для измерения частичных разрядов / Косяков А.А., Сухогузов А.П.

2266548. Устройство контроля порогового уровня частичных разрядов / Косяков А.А.

2265104. Рабочий орган машины для скалывания льда / Сулейманов Р.Я., Демкин Л.А.

2270511. Светодиодное устройство / Сулейманов Р.Я.

Аппаратура тепловой защиты контактной сети

предназначена для защиты от отжигов проводов контактной подвески постоянного тока на фидерах промышленного, железнодорожного (3,3 кВ), карьерного (1,5 кВ), городского электрифицированного транспорта и метрополитена.

Совместный проект с ОАО «ЕРЗ»

Аппаратура ТЗКС обеспечивает :

- защиту от отжига и коротких замыканий шести фидеров подстанции в т.ч. четырех основных, резервного и станционного;
- контроль температурно - временных характеристик контактной подвески;
- контроль и защиту контактной сети при технологических процессах "плавки гололеда" или "профилактическом подогреве" проводов;
- возможность записи на самопишущие приборы значений токов фидеров и температур нагрева проводов контактной сети;
- настройку температурно - временных установок на любой тип подвески для всех фидерных зон подстанции по условиям термической и механической прочности проводов и в случае отключения одного или нескольких постов секционирования;
- исключение ложных срабатываний при максимальных рабочих токах превышающих ; минимальные токи короткого замыкания;
- самодиагностику работоспособности аппаратуры;
- возможность контроля текущего значения токов по защищаемым фидерам в диапазоне от -5,1 до + 5,1 кА.

Аппаратура ТЗКС имеет индикацию :

- текущего значения токов по фидерам в диапазоне от - 5,1 до + 5,1 кА , индикация значений тока запасного фидера осуществляется через основной фидер;
- направления тока фидера в режимах тяги, рекуперации и протекании уравнильных токов;
- текущего значения температуры нагрева проводов с учетом температуры окружающей среды;
- текущего значения температуры окружающего (наружного) воздуха;
- срабатывания защиты по каждому каналу (фидеру);
- неисправности по каналу самодиагностики при неправильном функционировании аппаратуры;
- сигнализации наличия напряжения питания.

Аппаратура сохраняет

Работоспособность после воздействия:

Пониженной температуры среды.....до минус 45 С;
Повышенной температуры среды.....до плюс 55 С;
Повышенной влажности среды, при температуре + 35 С, % 95;
Средняя наработка на отказ, ч не менее..... 6000;
Потребляемая мощность, Вт не более.....110;
Масса, кг не более.....15;
Габаритные размеры, мм.....610x300x220.



В комплект поставки входят:

- Блок ТЗКС - 1 шт.,
- Датчик тока ДТ-10К-4К - 6 шт.,
- Панель подключения ТЗКС - 1 шт.



УРАЛЬСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
УНИВЕРСИТЕТ ПУТЕЙ СООБЩЕНИЯ