

Периодический рецензируемый научно-технический журнал «Электроника и электрооборудование транспорта» является коллективным членом Академии электротехнических наук РФ.

Учредитель и издатель – Научно-производственное предприятие «Томилинский электронный завод».

Журнал включен в перечень изданий, рекомендованных ВАК для апробации кандидатских и докторских диссертаций.

Свидетельство о регистрации СМИ
ПИ №ФС 77-29963
от 17 октября 2007 г.

Главный редактор:
А.Г. Бабак, к.т.н.

Редакционный совет:

М.П. Бадер, д.т.н., профессор
В.Я. Беспалов, д.т.н., профессор
А.С. Веденеев, д.ф.-м.н., доцент
Л.А. Герман, д.т.н., профессор
Ю.М. Иньков, д.т.н., профессор
В.В. Калугин, д.т.н., доцент
А.А. Ковалев, д.т.н.
К.Л. Ковалев, д.т.н., доцент
В.Н. Козловский, д.т.н., доцент
А.С. Космодамианский, д.т.н., профессор
А.И. Попов, д.т.н., профессор
В.Т. Пенкин, д.т.н., доцент
С.Т. Рембеза, д.ф.-м.н., профессор
В.И. Сарбаев, д.т.н., профессор
М.В. Шевлюгин, д.т.н., доцент
В.Е. Ютт, д.т.н., профессор

Выпускающий редактор:
Н.А. Климчук

Редакция:

140070, Московская область,
Люберецкий район, п. Томилино,
ул. Гаршина, д. 11.
Тел./факс: (495) 500-40-20
E-mail: npptez@mail.ru
Сайт: www.nppte.ru

Подписано в печать: 25.06.2019 г.

Отпечатано:

ГУП МО «Коломенская типография».
140400, г. Коломна,
ул. III Интернационала, д. 2а.
E-mail: bab40@yandex.ru

Формат 60x90/8,
бумага мелованная, объем 7 п.л.,
тираж 1000 экз., заказ 677.

СОДЕРЖАНИЕ

ЭЛЕКТРОННЫЕ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ, ДИАГНОСТИКИ, СВЯЗИ

Дебелов В.В., Ендачев Д.В., Каменев В.Ф., Козловский В.Н.

Разработка и реализация электронной системы управления нагревателем датчика кислорода автомобильного двигателя внутреннего сгорания 2

ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЕ И ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЕ

Дураков Д.Н., Куштан М.И., Лобынцев В.В., Дожина Г.В.

Исследование характеристик электромагнитных процессов при аварийных отключениях фидеров контактной сети постоянного тока в месте установки быстродействующих выключателей 6

Герман Л.А., Корнеев В.А., Субханвердиев К.С., Вязов Е.В., Жевлаков Д.А.

Рациональная схема поста секционирования тяговой сети переменного тока на разъединителях. 11

Зарифьян А.А., Михайлов В.В., Мустафин А.Ш., Тептиков Н.Р.

Моделирование теплового режима тягового электрооборудования электровозов при наличии регулируемой принудительной вентиляции . . . 17

Косарев А.Б., Косарев Б.И.

Анализ работы высоковольтных линий автоблокировки и устройств связи магистральных железных дорог в грозовой период 22

Люминарская Е.С., Люминарский С.Е.

Соппротивление стягивания одноточечного контакта 27

Сорокин Д.А., Вольский С.И.

Определение реактивных параметров трехфазного корректора коэффициента мощности 30

Андреев А.А.

Перспективные способы обнаружения однофазных коротких замыканий в сетях с изолированной нейтралью 34

ЭЛЕКТРОННЫЕ КОМПОНЕНТЫ, ДАТЧИКИ

Бондаренко А.В., Сергеев Б.С., Сулейманов Р.Я.

Анализ процессов самовключения тиристорного ключа 36

СОВРЕМЕННЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ, ОБОРУДОВАНИЕ, МАТЕРИАЛЫ

Коняев И.В., Владимирова Л.Н., Бормонтов Е.Н., Бородкин И.И.

Технологические особенности формирования рельефа на пластинах монокристаллического LiTaO₃ в плазме на основе SF₆ 40

Корнилов Д.Ю.

Катодный материал состава LiNi_{0.33}Mn_{0.33}Co_{0.33}O₂ с покрытием из восстановленного оксида графена. 44

Разработка и реализация электронной системы управления нагревателем датчика кислорода автомобильного двигателя внутреннего сгорания

// Development and implementation of an electronic control system of the oxygen sensor heater of an automotive internal combustion engine //

Дебелов В.В., к.т.н., Ендачев Д.В., к.т.н.,
 Каменев В.Ф., д.т.н., профессор,
 НАМИ, Москва

Козловский В.Н., д.т.н., профессор,
 СамГТУ, Самара

В представленной работе приводятся результаты разработки и реализации электронной системы управления нагревателем датчика кислорода автомобильного двигателя внутреннего сгорания.

Ключевые слова: электронная система управления, автомобиль, двигатель внутреннего сгорания.

This paper presents the results of the development and implementation of an electronic control system of the oxygen sensor heater of an automotive internal combustion engine.

Keywords: electronic control system, automobile, internal combustion engine.

Одним из ключевых элементов системы нейтрализации вредных выбросов двигателя внутреннего сгорания (ДВС) автотранспортного средства (АТС) является датчик кислорода, работающий в связке с лямбда-зондом. Лямбда-зонд реагирует на изменение концентрации кислорода внутри выпускного коллектора [1, 2]. Концентрация кислорода в выпускном коллекторе во время работы двигателя внутреннего сгорания и в окружающей среде существенно отличается. Это приводит к движению ионов кислорода в твердом электролите, в результате чего на электродах чувствительного элемента появляется

разность потенциалов, что является сигналом датчика кислорода для электронной системы управления двигателем. При этом экспериментально выявлена граница, ниже которой работа датчика недостоверна и составляет порядка 300–450 °С в зависимости от конструкции датчика.

Реакции на богатые и бедные смеси различаются очень сильно, но при падении температуры ниже 300 °С разница постепенно уменьшается – эта зона уже нерабочая. Чем больше концентрация кислорода в отработанных газах (ОГ), тем меньше выходное напряжение на кислородном датчике (рис. 1, 2). Зависимость

выходного напряжения кислородного датчика от разницы содержания кислорода в ОГ и атмосфере описывается формулой

$$U = \left(\frac{RT}{4F} \right) \ln \left(\frac{P_{O_2}^{атм}}{P_{O_2}^{ОГ}} \right), \quad (1)$$

где R – универсальная газовая постоянная; F – постоянная Фарадея; $P_{O_2}^{атм}$ – парциальное давление кислорода в атмосфере, Па; $P_{O_2}^{ОГ}$ – парциальное давление кислорода в отработанных газах, Па; T – температура.

Электрическая схема включения датчика кислорода планарного типа в наиболее общем случае оснащается четырехконтактным разъемом, содержащим цепь измерения состава смеси (два контакта) и цепь управления нагревателем датчика (два контакта) [3–5].

Датчик кислорода работает исключительно совместно со специальной схемой управления, которая не только питает датчик напряжением от источника опорного сигнала, но и управляет мощностью нагревательного элемента. Необходимый уровень тока накачки достигается за счет схемы из резисторов подтяжки, которые подключены к источнику опорного сигнала постоянного напряжения. Пульсации тока накачки для измерения внутреннего сопротивления датчика накладываются на референсный пульсирующий сигнал

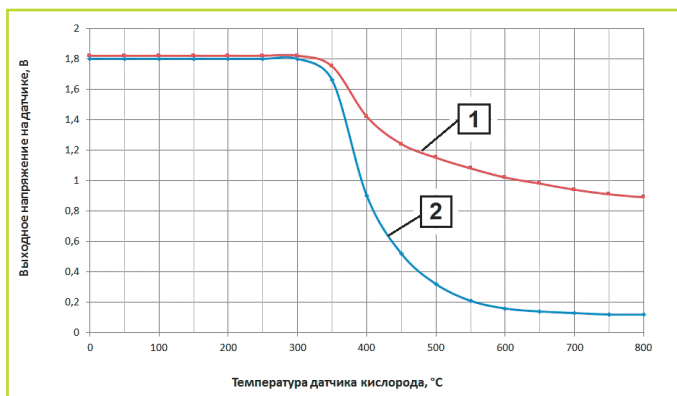


Рис. 1. Зависимость выходного сигнала лямбда-зонда от температуры: 1 – реакция на бедные смеси, $\lambda > 1$; 2 – реакция на богатые смеси, $\lambda < 1$

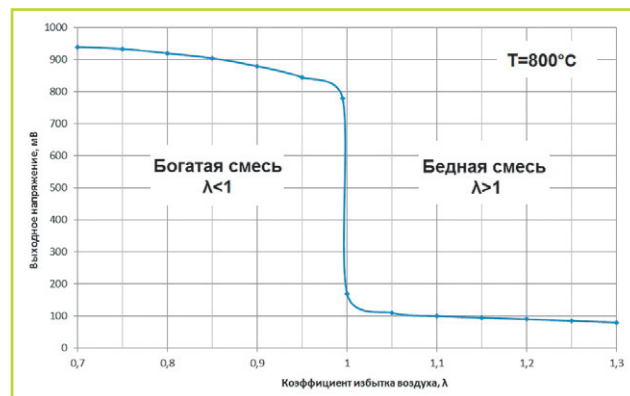


Рис. 2. Зависимость выходного сигнала лямбда-зонда от коэффициента избытка воздуха

самого датчика. Схема управления нагревателем и измерения сигнала датчика приведена на рис. 3. На ней представлены цепь накачки током и измерительная цепь контроллера, а также схема управления нагревательным элементом.

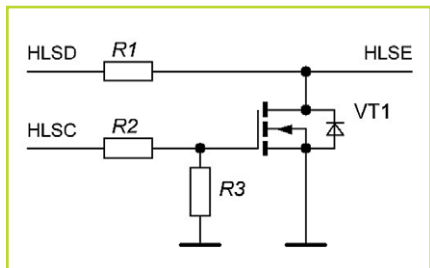


Рис. 3. Схема управления нагревателем лямбда-зондом и диагностики

Схема управления нагревателем (рис. 3) рассчитывается на нагревательный элемент и допустимый максимальный ток не более 6А, при этом учитывается внутреннее сопротивление нагревателя датчика, которое приблизительно равняется 4–8 Ом. Схема работает на частотах порядка 10 Гц, при этом точность изменения скважности сигнала достигает 1–2%. Схема измерения сигнала с датчика и управления током накачки представлена на рис. 4.

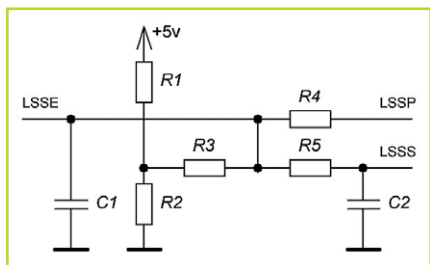


Рис. 4. Схема измерения сигнала с датчика и управления током накачки

В представленной схеме референсный ток накачки порядка 20 мкА течет через делитель напряжения R1 и R2 порядка 1,8 В и втекает через резисторы R3 в порт микроконтроллера LSSS (Lambda sensor signal source), который отвечает за ADC-преобразование сигнала с датчика. В качестве фильтра используется RC-цепь, состоящая из резистора R5 и конденсатора C2. Конденсатор C1 выполняет функцию входного фильтра. Резистор R4, подключенный к порту микроконтроллера LSSS, обеспечивает пропускание тока порядка 0,5 мА с целью измерения $R_{i,N}$ датчика при пульсации тока.

Ток накачки для обратной связи по датчику кислорода $I_{p, ref}$

Наиболее распространенные значения электрических величин: напряжение накачки $V_{p, ref} = 1,8$ В; референсный ток накачки $I_{p, ref} = 20$ мкА. На датчике при выходном диапазоне сигнала 0,1–0,9 В выходной ток составляет $I_{p, ref} = 15–30$ мкА.

Напряжение накачки $V_{p, ref}$ может быть длительно приложено к датчику с момента включения блока управления и до тех пор, пока сенсор недостаточно прогреется.

Напряжение питания нагревательного элемента датчика для поддержания его в рабочем режиме температур должно управляться посредством электронного блока. Рабочая температура определяется посредством измерения температурного коэффициента сопротивления, который определяет внутреннее сопротивление элемента датчика по Нернсту $R_{i,N}$. Для некоторых датчиков рекомендуемое значение рабочего диапазона температур

и сопротивлений составляет от 200 до 250 Ом и от 760 до 800 °С (рис. 5).

Номинальное внутреннее сопротивление чувствительного элемента по Нернсту для нового датчика в режиме регулирования мощности нагрева равняется $R_{i,N} = 200 \div 250$ Ом.

Измерение внутреннего сопротивления в электронном блоке управления выполнялось посредством пульсации тока накачки, при котором значение тока пульсации $I_{pulse} = 0,5$ мА, длительность импульса тока накачки $t_{pulse} = 3$ мс, с периодичностью $T = 500$ мс (рис. 6).

Максимальная длительность пульсации тока должна быть ограничена временным интервалом t_{pulse} от 3 до 10 мс при токе пульсации $I_{pulse} = 0,5$ мА. Выполняется накачка током (помпирование) чувствительного элемента путем приложения напряжения на интервал времени $t1-t2 = 3$ мс. После этого в момент времени $t2$ происходит снятие приложенного напряжения, что приводит к снижению импульса тока. После того как ток стабилизируется (примерно через 20 мс), разрешается повторный запрос на измерение тока через датчик кислорода. На практике ввиду инерционности процессов, протекающих в пластине чувствительного элемента датчика, повторные измерения выполняются не чаще, чем с шагом в 100 мс.

По измеренным значениям напряжения находится сопротивление чувствительного элемента датчика, тогда как ток имеет относительно постоянную величину и задается делителем напряжения в цепи накачки датчика. Ток пульсации задается на уровне 0,5 мА. Формула для расчета сопротивления чувствительного элемента имеет следующий вид

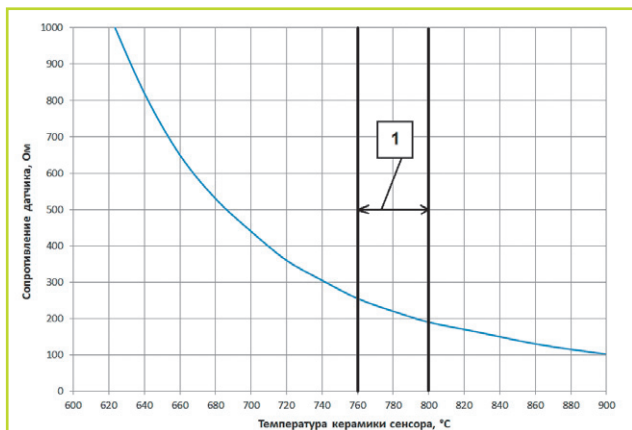


Рис. 5. Внутреннее сопротивление датчика $R_{i,N}$ в зависимости от температуры керамического элемента $T_{ceramic}$ где 1 – границы рабочего режима регулирования температуры по сопротивлению

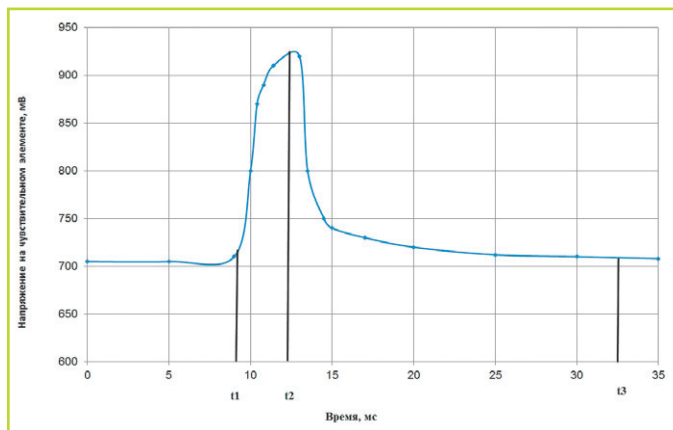


Рис. 6. Кривая к методике измерения сопротивления $R_{i,N}$ чувствительного элемента

$$R = \frac{V(t2,ms) - (V(t1,ms))}{I_{pump}} \quad (2)$$

Сопротивление нагревательного элемента в холодном состоянии при комнатной температуре 20°C для нового датчика с учетом кабеля подключения и разъемов составляет $R = 3$ Ома.

Минимальное сопротивление нагревательного элемента при наиболее низких температурах (порядка -50...-40°C) с учетом кабеля подключения и разъемов составляет $R = 2$ Ома [6, 7].

Стратегия нагрева чувствительного элемента датчика

При нагреве чувствительного элемента датчика кислорода обязательным условием является ограничение тока нагрева через ограничение эффективного действующего значения напряжения, которое прикладывается в виде импульсов ШИМ к нагревателю.

Это связано с тем, что в начальный момент времени на самом чувствительном элементе может скапливаться конденсат, а включение нагревателя на полную мощность может привести к разрушению структуры самого чувствительного элемента. Таким образом, для того чтобы испарить влагу, которая конденсирована внутри датчика, напряжение ограничивается минимальным значением.

На следующем этапе необходимо прогреть датчик и вывести его на рабочий режим. При этом также происходит ограничение уставки действующего напряжения. Значение выбирается таким образом, что в случае длительного протекания тока в нагревателе он будет максимально разогрет, но при этом не произойдет разрушения структуры чувствительного элемента.

После достижения сопротивления установленного или рекомендованного значения, при котором датчик максимально эффективно работает и обладает наибольшей чувствительностью, происходит плавный переход в режим регулирования, когда поддерживается значение сопротивления датчика в установленном диапазоне [8–10].

В режиме регулирования сопротивления используется ПИД-регулятор, а ввиду отсутствия быстро изменяющихся процессов Д-часть не используется. Таким образом, интегральная часть осуществляет удержание значения эффективного

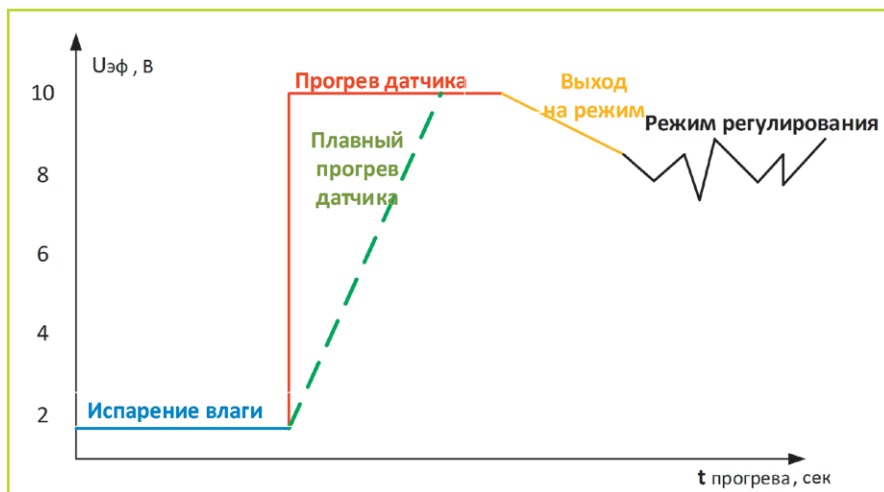


Рис. 7. Диаграмма прогрева чувствительного элемента датчика

напряжения в заданном диапазоне, а пропорциональная часть демпфирует возникающие отклонения от допустимых значений.

Диаграмма, которая поясняет процесс прогрева датчика и вывод его в режим регулирования, представлена на рис. 7. Пунктиром показан другой способ прогрева, который плавно разогревает датчик до установленного значения температуры, соответствующего определенному сопротивлению (чаще это значение от 180 до 230 Ом).

Выводы

- При низких температурах использование датчика особенно актуально, так как он позволяет быстро попасть в окно бифункциональности при регулировании состава смеси.
- Правильная стратегия прогрева обеспечивает сохранение чувствительного элемента и препятствует его разрушению.
- Предложенный метод измерения сопротивления и его техническая реализация являются наиболее эффективными.
- Предложенная электронная схема управления позволяет применять датчики планарного типа.

Литература

1. Каменев В.Ф., Пугачев И.О. Отечественные системы управления дизельными двигателями с топливной аппаратурой аккумуляторного типа и комплексной антидетонационной системой // Транспорт на альтернативном топливе, 2016, № 1 (49). – С. 56–62.
2. Каменев В.Ф., Щеглов П.А. Принципы построения математической модели совре-

менного малотоксичного дизеля для транспортно-технологических средств и сельхозмашин // Тракторы и сельхозмашины, 2016, № 1. – С. 3–8.

3. Дебелов В.В., Козловский В.Н., Пьянов М.А., Строганов В.И. Моделирование и разработка электротехнического комплекса управления автомобилем в режимах Start/Stop // Грузовик, 2015, № 5. – С. 15–20.

4. Козловский В.Н., Дебелов В.В. Электротехнический комплекс управления двигателем легкового автомобиля. Монография. Самара, 2015. – 160 с.

5. Дебелов В.В., Козловский В.Н., Пьянов М.А., Строганов В.И. Концепция создания электротехнической и электронной системы управления Start/Stop легкового автомобиля // Электроника и электрооборудование транспорта, 2015, № 1. – С. 2–6.

6. Ерохов В.И. Особенности кислородного датчика системы управления транспортных двигателей // Транспорт на альтернативном топливе, 2013, № 6 (36). – С. 17–26.

7. Ерохов В.И. Системы впрыска бензиновых двигателей (конструкция, расчет, диагностика). Учебник для вузов. – М.: Горячая линия, 2011. – 567 с.

8. Соломатин Н.С. Испытания узлов, агрегатов и систем автомобиля. Монография, Тольятти, 2013. – 220 с.

9. Ют В.Е. Электрооборудование автомобилей. Учебник для студентов автомобильных специальностей высших учебных заведений // Москва, 2009. Сер. Учебник для высших учебных заведений. Специальность (4-е изд., перераб. и доп.).

10. Карунин А.Л., Бахмутов С.В., Селифонов В.В. Гибридные автомобили – столбовая дорога к экономичному и экологически чистому транспорту // Журнал автомобильных инженеров, 2007, № 3 (44). – С. 38–45.

Дебелов Владимир Валентинович

Родился в 1989 году. В 2012 году окончил Тольяттинский государственный университет (ТГУ) по специальности «Промышленная электроника». Кандидат технических наук. В 2016 году защитил диссертацию по теме «Моделирование электротехнических систем управления двигателем легкового автомобиля». Опыт работы – 6 лет. В настоящее время работает ведущим инженером-конструктором ГНЦ РФ ФГУП «НАМИ». Имеет 27 публикаций.

Ендачев Денис Владимирович

Родился в 1983 году. В 2007 году окончил МГТУ им. Баумана по специальности «Инженер-программист». Кандидат технических наук. В 2016 году защитил диссертацию по теме «Прогнозирование характеристик криволинейного движения беспилотного АТС». Опыт работы – 12 лет. В настоящее время работает директором Центра информационных и интеллектуальных систем ФГУП «НАМИ». Имеет около 25 публикаций, 2 патента.

Каменев Владимир Федорович

Родился в 1941 году. В 1967 году окончил Московский автомеханический институт по специальности «Инженер-механик». Доктор технических наук, профессор. Защитил диссертацию по теме «Научные основы и пути совершенствования токсических характеристик автомобильных двигателей с искровым зажиганием». Опыт работы – 52 года. В настоящее время является ведущим экспертом Экспертного совета ФГУП «НАМИ», действительным членом Академии проблем качества

РФ, членом Российской ассоциации автомобильных инженеров, экспертом России в КВТ ЕЭК ООН по проблемам экологической безопасности, членом SAE. Имеет около 120 публикаций в рецензируемых журналах, более 25 патентов на изобретения в России, США, Германии, Японии.

Козловский Владимир Николаевич

Инженер по специальности «Электрооборудование автомобилей и тракторов». В 1999 году окончил Тольяттинский политехнический институт. Доктор технических наук. В 2010 году защитил докторскую диссертацию на тему «Обеспечение качества и надежности системы электрооборудования автомобилей». Автор более 150 научных работ, в том числе 10 монографий. В настоящее время работает заведующим кафедрой «Теоретическая и общая электротехника» Самарского государственного технического университета (СамГТУ).

Debelov Vladimir

Was born in 1989. In 2012 he graduated from Tolyatty State University with specialization in Industrial electronics. Candidate of technical sciences. In 2016 he defended his thesis on Modeling of electrical control systems of the car engine. Experience 6 years. Currently he works as a leading design engineer of SSC RF FSUE NAMI. He has 27 publications.

Endachev Denis

Was born in 1983. In 2007 he graduated from Moscow State Technical University majoring in Software engineer. He is candidate of technical

sciences. In 2016 he defended the dissertation with topic Forecasting the characteristics of the curvilinear motion of an unmanned automatic telephone exchange. He has 12 years of work experience. At present he works as manager of information and intellectual systems of SSC RF FSUE NAMI. He has 25 publications, 2 patents.

Kamenev Vladimir

He was born in 1941. In 1967 he graduated from the Moscow Automechanical Institute with a degree in mechanical Engineering. Doctor of technical Sciences, professor. He defended his thesis on Scientific basis and ways to improve the toxic characteristics of automotive engines with spark ignition. Experience – 52 years. Currently he is a leading expert of the Expert Council of SSC RF FSUE NAMI, a full member of the Academy of quality problems of the Russian Federation, a member of the Russian Association of automotive engineers, an expert of Russia in the UNECE ITC on environmental safety, a member of SAE. He has about 120 publications in peer-reviewed journals, more than 25 patents for inventions in Russia, USA, Germany and Japan.

Kozlovsky Vladimir

Is an engineer, specialization is Car and tractor electric equipment. In 1999 he graduated from Tolyatty Polytechnic Institute. Doctor of engineering. In 2010 he defended a Dphil in the subject Quality and safety assurance of car electric equipment system. He is an author of more than 150 scientific works, including 10 monographs. At present he works as department chairman Theoretic and general electrotechnics at the Samara State Technical University (SamGTU).

Исследование характеристик электромагнитных процессов при аварийных отключениях фидеров контактной сети постоянного тока в месте установки быстродействующих выключателей

// Investigation of the electromagnetic process characteristics at fault switch off feeders of the overhead DC contact lines in the location rapid circuit breakers of installed //

Дураков Д.Н., Куштан М.И.,
НИЦ «Курчатовский институт», Москва

Лобынцев В.В., к.т.н., Дожина Г.В.,
Российский университет транспорта (МИИТ), Москва

*Количественная оценка различных режимов, протекающих в сложных электротехнических комплексах и системах, иногда вызывает значительные затруднения в отсутствие корректных исходных данных и способов приведения поставленной задачи к расчетному виду. В статье предпринята попытка разработки аналитической модели в обеспечение возможности выполнения инженерных расчетов в процессе обучения или эксплуатации оборудования тяговых подстанций, а также иных систем электроснабжения постоянного тока, например бортовых. Теоретические выкладки подкреплены расчетными примерами, позволяющими разобраться в существе рассматриваемого вопроса. **Ключевые слова:** индуктивность, несущий трос, контактный провод, рельсовая цепь, пост секционирования, быстродействующий выключатель, фидер контактной сети.*

Рассмотрены процессы изменения тока в местах установки выключателей фидеров, происходящие при нормальных и аварийных режимах в контактной сети электрифицированных железных дорог постоянного тока. Выключатели фидеров должны быть отстроены от процессов изменения тока при нормальных режимах и настроены на срабатывание при всех изменениях токов при аварийных режимах. Реакция на изменение тока фидера у каждого типа выключателей индивидуальная, определяется его конструктивными особенностями и параметрами защитного устройства. Поэтому для проверки и настройки выключателей возникает необходимость натурного

Quantitative estimation of different modes occurring in electrical complexes and systems, sometimes causing significant difficulties in the absence of correct initial data and ways to gain the calculation type of task. The article attempts to develop an analytical model in providing the ability to perform engineering calculations as in the training and operation of traction substation equipment and other systems of the DC traction power supply, such as onboard. Theoretical calculations are supported by computational examples to understand the essence of the issue.

Keywords: inductance, suspension cable, contact wire, track circuit, partitioning point, rapid circuit breaker, overhead contact line feeder.

воспроизведения процессов изменения тока в местах установки выключателей при известных параметрах тяговой сети.

Представления о том, что быстродействующие выключатели реагируют только на величину тока и скорость его нарастания, неверны, потому как одинаковой начальной скорости нарастания тока могут соответствовать совершенно разные картины его изменения. Верным является положение, согласно которому срабатывание или несрабатывание выключателя определяется характеристиками его защитного устройства (рис. 1), реагирующего на постоянную времени изменения тока, величину изменения тока (скачок тока) и величину тока, предшествовавшую его изменению [1].

Многочисленные эксперименты, проведенные на Московской железной дороге В.Н. Пупыниным и М.И. Векслером в 60-е годы прошлого века, показали

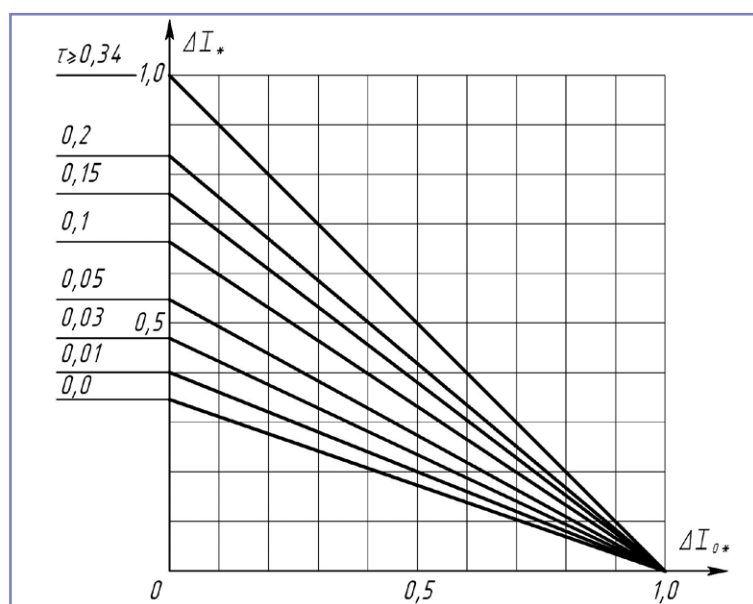


Рис. 1. Семейство характеристик срабатывания реле дифференциального шунта (РДШ), где в относительных единицах по оси абсцисс и по оси ординат, соответственно, отложены статическая и динамическая уставки

хорошую сходимость осциллограмм кривых нарастания тока, снятых при коротких замыканиях, с теоретическими временными зависимостями, полученными из условия, что нарастание тока происходит по экспоненте с постоянной времени, определяемой омическим сопротивлением и индуктивностью контура короткого замыкания. Омическое сопротивление контура короткого замыкания включает в себя сопротивление контактной сети, рельсовой цепи и эквивалентное сопротивление тяговой подстанции, определяемое линейной частью ее внешней характеристики. Индуктивность контура короткого замыкания включает в себя индуктивность первичной питающей сети, понижающих и преобразовательных трансформаторов подстанции, ее сглаживающего устройства, а также взаимоиנדуктивно связанных контактной сети и рельсовой цепи.

Значения индуктивности отдельных элементов тяговой сети могут быть найдены по формулам Поллячека [2] исходя из значений индуктивных сопротивлений элементов тяговой сети при частоте 30–50 Гц. Однако разница в индуктивностях элементов тяговой сети, определенных в диапазоне указанных частот, невелика и составляет не более 3%.

В соответствии с [3] собственное индуктивное сопротивление контактного провода или несущего троса радиуса R над землей с проводимостью γ_3 :

$$x = j0,144(2,08 - \lg(R\sqrt{\gamma_3})). \quad (1)$$

Собственное индуктивное сопротивление рельса:

$$x_p = j0,144(1,97 + 5,2r_{pa} - \lg(R_p\sqrt{\gamma_3})), \quad (2)$$

где, согласно [2], r_{pa} – активное сопротивление рельса, принимаемое равным $7r_p$; r_p – омическое сопротивление рельса типа Р-65, равное 0,0310 Ом/км; R_p – эквивалентный радиус рельса, равный 0,111 м.

Взаимное индуктивное сопротивление двух проводников или эквивалентных проводников систем, находящихся друг от друга на расстоянии a :

$$x_m = j0,144(1,97 - \lg(a\sqrt{\gamma_3})). \quad (3)$$

Используя формулу (1) и принимая среднюю проводимость земли 10^{-3} сим/м, при радиусе контактного провода МФ-100 $R_k = 0,006$ м значение его собственного индуктивного сопротивления равно $x_k = 0,8352$ Ом/км. Аналогичным образом при радиусе несущего троса М-120 $R_t = 0,0075$ м значение его собственного

индуктивного сопротивления равно $x_t = 0,8208$ Ом/км.

Индуктивное сопротивление $x_{1п, 2п}$ двух параллельно включенных проводников первого (1п) и второго (2п) путей с собственными индуктивными сопротивлениями $x_{1п}$ и $x_{2п}$ и взаимным индуктивным сопротивлением $x_{1п-2п}$ может быть определено по формуле, учитывающей токораспределение между проводами

$$x_{1п, 2п} = \frac{(x_{1п} - x_{1п-2п})(x_{2п} - x_{1п-2п})}{(x_{1п} - x_{1п-2п}) + (x_{2п} - x_{1п-2п})} + x_{1п-2п}. \quad (4)$$

Применительно к двум параллельно включенным контактным проводам, при равном токораспределении из (4) получим

$$x_{к, к} = \frac{x_k - x_{к-к}}{2}, \quad (5)$$

где $x_{к-к} = x_m = 0,6912$ Ом/км – взаимное сопротивление между контактными проводами при расстоянии между ними 0,06 м, определенное по формуле (3).

Численное значение $x_{к, к} = 0,7634$ Ом/км получено при подстановке в выражение (5) рассчитанных выше x_k и $x_{к-к}$. При этом взаимное сопротивление между несущим тросом подвески и контактными проводами $x_{т-к, к}$ определенное по формуле (3),

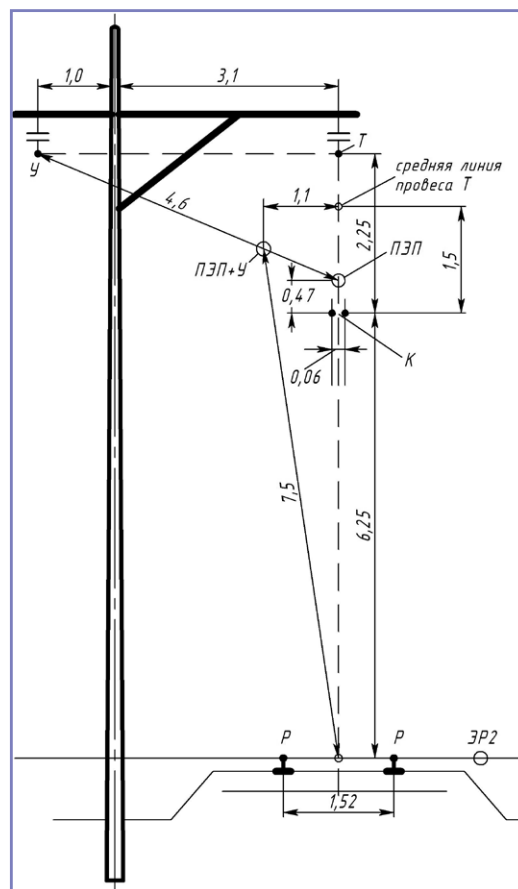


Рис. 2. Габаритные размеры тяговой сети постоянного тока, принятые при расчетах индуктивностей

при расстоянии между проводами и средней линией провеса троса $a = a_{т-к, к} = 1,5$ м составляет $x_{т-к, к} = 0,7005$ Ом/км (рис. 2).

Учитывая токораспределение между несущим тросом и двумя контактными проводами, индуктивное сопротивление $x_{п}$ контактной подвески с формулой М-120 + 2МФ-100 определено с использованием выражения

$$x_{п} = \frac{(x_{к, п} - x_{т-к, к})(x_t - x_{т-к, к})}{(x_{к, к} - x_{т-к, к}) + (x_t - x_{т-к, к})} + x_{т-к, к} \quad (6)$$

и составило $x_{п} = 0,765$ Ом/км.

Аналогичным образом рассчитывается собственное индуктивное сопротивление рельсов одного пути $x_{р, р}$ с использованием формулы для одиночного рельса (2), в которой вместо R_p подставляются параметры эквивалентного рельса, равные $\sqrt{R_p \cdot a_{р-р}}$, при $a_{р-р} = 1,52$ м [2]. В результате $x_{р, р} = 0,6365$ Ом/км.

Эквивалентное индуктивное сопротивление рельсов обоих путей двухпутного участка $x_{р, р, р, р}$ может быть определено при подстановке в выражение (2) вместо R_p эквивалентного радиуса, определяемого формулой $\sqrt[4]{R_p \cdot a_{р-р} \cdot a_{1-п}}$, при $a_{1-п}$ – расстоянии между путями, равном 4,1 м. В результате $x_{р, р, р, р} = 0,546$ Ом/км.

Полное индуктивное сопротивление тяговой сети однопутного участка с формулой контактной подвески М-120 + 2МФ-100 при рельсах Р-65 может быть рассчитано с использованием следующего выражения

$$x_1 = x_{п} + x_{р, р} - 2x_{п-р, р},$$

где $x_{п-р, р}$ – взаимоиנדуктивное сопротивление между подвеской и рельсами пути, определяемое по формуле (3) при расстоянии a , равном расстоянию между головками рельсов и точкой размещения провода эквивалентного подвески (ПЭП) $a_{р-ПЭП} = 6,72$ м (рис. 2).

С использованием формулы (3) и подстановкой в нее $a_{р-ПЭП} = 6,72$ м получаем численное значение $x_m = x_{п-р, р} = 0,381$ Ом/км. Следовательно, согласно формуле (7), $x_1 = 0,6395$ Ом/км.

Аналогичным образом определим индуктивное сопротивление тяговой сети двухпутного участка

$$x_{II} = x_{п} + x_{р, р, р, р} - 2x_{п-р, р, р, р},$$

где $x_{п-р, р, р}$ – взаимоиндуктивное сопротивление между подвеской и рельсами обоих путей, определяемое по формуле (3), при расстоянии a , равном расстоянию между точкой размещения эквивалентного рельса двух путей ЭР2 и точкой размещения ПЭП $a_{ЭР2-ПЭП} = 7,0$ м.

С использованием формулы (3) и подстановкой в нее $a_{ЭР2-ПЭП} = 7,0$ м получаем численное значение $x_m = x_{п-р, р, р} = 0,378$ Ом/км. Следовательно, согласно формуле (8), $x_{II} = 0,585$ Ом/км.

Расчет собственного индуктивного сопротивления контактной подвески с усиливающим проводом А-150 начинается с определения по формуле (1) собственного индуктивного сопротивления усиливающего провода, которое при радиусе провода $R = 0,008$ м составляет $x_y = 0,8174$ Ом/км. Далее с учетом токораспределения между усиливающим проводом и подвеской по формуле, аналогичной (6), находим эквивалентное собственное сопротивление такой подвески $x_{y,п}$. С учетом взаимоиндуктивного сопротивления между усиливающим проводом и подвеской, зависящего от расстояния $a_{y-ПЭП} = 4,6$ м, между усиливающим проводом У и точкой размещения ПЭП – $x_{y,п} = 0,6092$ Ом/км. Следует отметить, что провод, эквивалентный подвеске с усиливающим проводом, располагается в точке ПЭП + У (рис. 2).

Предложенный алгоритм расчета при помощи структурно одинаковых формул, представленных выше, позволяет определить полное сопротивление тяговой сети однопутного участка x_{Iy} с формулой контактной подвески М-120 + 2МФ-100 + А-150 тяговой сети одного пути с такой же подвеской на двухпутном участке x_{IIy} , а также тяговой сети на двухпутном участке при параллельно соединенных подвесках без усиливающих проводов $x_{II,II'}$ с усиливающими проводами $x_{IIy,IIy}$ и других.

Для указанных сопротивлений получены следующие численные значения: $x_{Iy} = 0,4837$ Ом/км; $x_{IIy} = 0,4112$ Ом/км; $x_{II,II'} = 0,372$ Ом/км; $x_{IIy,IIy} = 0,2869$ Ом/км.

Индуктивности тяговой сети постоянного тока найдем по величинам индуктивных сопротивлений тяговой сети, определенным выше, для наиболее часто используемых вариантов наборов проводов контактной сети (М-120 + 2МФ-100 и М-120 + 2МФ-100 + А-150) при различных схемах питания места короткого замыкания на однопутных и двухпутных участках электрических железных дорог. Поскольку индуктивные сопротивления

Таблица 1. Индуктивности тяговой сети постоянного тока для наиболее часто используемых вариантов наборов проводов контактной сети

№ п/п	Характеристика участка тяговой сети, для которого определялась индуктивность	Обозначение	Величина индуктивности, мГн/км
1	Индуктивность однопутного участка тяговой сети при подвеске М-120 + 2МФ-100 и рельсах Р-65	L_1	2,04
2	Индуктивность одного пути двухпутного участка тяговой сети при подвеске М-120 + 2МФ-100 и рельсах Р-65	L_{11}	1,86
3	Индуктивность однопутного участка тяговой сети при подвеске М-120 + 2МФ-100 с усиливающим проводом А-150 и рельсах Р-65	L_{1y}	1,54
4	Индуктивность одного пути двухпутного участка тяговой сети при подвеске М-120 + 2МФ-100 + А-150 и рельсах Р-65	L_{11y}	1,31
5	Индуктивность двухпутного участка тяговой сети при полном параллельном соединении контактных сетей путей с подвесками М-120 + 2МФ-100 и рельсах Р-65	$L_{11,11}$	1,19
6	Индуктивность двухпутного участка тяговой сети при полном параллельном соединении контактных сетей путей с подвесками М-120 + 2МФ-100 + А-150 и рельсах Р-65	$L_{11y,11y}$	0,91

определялись при условной частоте 50 Гц, индуктивности L определены по индуктивным сопротивлениям с использованием соотношения $L = x/314$ и сведены в таблицу 1.

Электрическая схема тяговой подстанции показана на рис. 3а; схема замещения, эквивалентная электрической схеме, – на рис. 3б.

Подлежат определению:

- индуктивность системы L_c , включающая индуктивность первичной питающей сети и понизительных трансформаторов подстанции, если таковые имеются;
- индуктивность преобразовательных трансформаторов $L_{пт}$;
- индуктивность L_p и омическое сопротивление R_p реакторов сглаживающего устройства тяговой подстанции;
- внутреннее сопротивление тяговой подстанции.

Индуктивность системы L_c определяется по величине мощности короткого замыкания на первичной стороне преобразовательных трансформаторов $S_{кz}$, МВА по формуле

$$L_c = \frac{3 \cdot E^2}{314 \cdot S_{кz}} \cdot 10^3, \quad (9)$$

где E^2 – фазное напряжение вторичной обмотки преобразовательного трансформатора, кВ.

Индуктивность $L_{пт}$ преобразовательных трансформаторов числом $N_{пт}$, мощностью $S_{пт}$ каждый, МВА с напряжением

короткого замыкания $u_k, \%$ определяется по формуле

$$L_{пт} = \frac{3 \cdot E^2 \cdot u_k \% \cdot 10^3}{314 \cdot S_{пт} \cdot 100 \cdot N_{пт}}. \quad (10)$$

Внутреннее сопротивление тяговой подстанции ρ определяется по формуле

$$\rho = \frac{U_{d0}}{I_{ном}} \cdot A \cdot \left(\frac{u_k \%}{100 \cdot N_{пт}} + \frac{S_{пт}}{S_k} \right), \quad (11)$$

где U_{d0} – напряжение холостого хода на выходе преобразовательных агрегатов, кВ; $I_{ном}$ – номинальный выходной постоянный ток одного преобразователя, кА; $u_k \%$, $S_{пт}$, S_k и $N_{пт}$ – аналогично описанию формулы (10); A – коэффициент наклона внешней характеристики преобразователей. При нулевой и мостовой шестипульсовых схемах преобразователей $A = 0,5$, при двенадцатипульсовой последовательной схеме – $A = 0,26$.

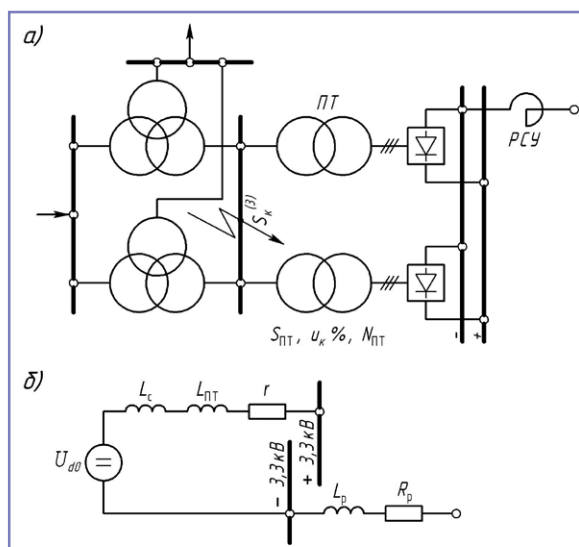


Рис. 3. Схема тяговой подстанции: а) электрическая; б) расчетная

Таблица 2. Значения омических сопротивлений контактных и рельсовых сетей однопутных и двухпутных участков электрической железной дороги

№ п/п	Характеристика элемента тяговой сети	Сопротивление элемента тяговой сети, Ом/км
1	Основные элементы тяговой сети	
	а) Несущий трос М-120	0,158
	б) Контактный провод МФ-100	0,179
	в) Усиливающий провод А-150	0,21
	г) Усиливающий провод А-185	0,17
д) Рельс Р-65	0,0254	
2	Контактные сети	
	а) Подвеска М-120 + 2МФ-100	0,0571
	б) Подвеска М-120 + 2МФ-100 + А-150	0,0449
	в) Две подвески М-120 + 2МФ-100 на путях двухпутного участка, соединенные параллельно	0,0286
г) Две подвески М-120 + 2МФ-100 + А-150 на путях двухпутного участка, соединенные параллельно	0,0225	
3	Рельсовые сети	
	а) Однопути с рельсами Р-65	0,0155
б) Двух путей с рельсами Р-65 двухпутного участка, соединенные параллельно	0,0077	
4	Тяговые сети	
	а) Однопутного участка с контактной сетью по п. 2а и рельсовой сетью по п. 3а	0,0726
	б) Однопутного участка с контактной сетью по п. 2б и рельсовой сетью по п. 3а	0,0604
	в) Двухпутного участка с контактной сетью по п. 2в и рельсовой сетью по п. 3б	0,0363
	г) Двухпутного участка с контактной сетью по п. 2г и рельсовой сетью по п. 3б	0,0648
д) Двухпутного участка при обесточенной контактной сети по одному из путей и при контактной сети по п. 2а на действующем пути	0,0526	

Индуктивность L_p и омическое сопротивление R_p реакторов сглаживающего устройства тяговой подстанции определяются по исполненной схеме конкретной подстанции, каталожным данным на реакторы и схемы их включения, изложенным в таблице 19.54 на стр. 91 в [6].

Значения омических сопротивлений контактных и рельсовых сетей однопутных и двухпутных участков электрической железной дороги приведены в таблице 2:

Рассмотрим схему типового двухпутного участка ж.д. постоянного тока 3,3 кВ, представленную на рис. 4, для проведения аналитических расчетов. Аварийными режимами работы системы тягового электроснабжения для фидерного выключателя БВ2 являются:

- близкое к.з. в точке K_1 , требующее использования максимальной отключающей способности выключателя;
- удаленное к.з. в точке K_2 вблизи поста секционирования, требующее максимальной реакции выключателя на бросок тока к.з. при его нарастании;
- удаленное к.з. в точке K_3 за постом секционирования, требующее отстройки выключателя от броска тока к.з. при его нарастании;

- к.з. в точке K_4 на землю в РУ-3,3 кВ, требующее ненаправленности действия БВ2 при расчетных параметрах к.з.;

- к.з. в точке K_5 на землю сборной шины поста секционирования, также

требующее ненаправленности действия установленных на нем выключателей БВ и соответствующей реакции на отключение от броска тока к.з.

Рассмотрим пример использования полученных выше результатов для определения параметров аварийного режима короткого замыкания через выключатель БВ2 по току при следующих условиях:

- рассматривается случай к.з. в точке K_2 , при этом контактная сеть между ТП1 и ПС по первому пути обесточена;
- расстояние от ТП1 до ПС составляет 9 км;
- контактная сеть на участке выполнена по п. 2а, а рельсовая сеть по п. 3б (таблица 2);

- мощность трехфазного короткого замыкания на шинах первичного напряжения преобразовательных трансформаторов S_k составляет 320 МВА;

- количество преобразовательных агрегатов, собранных по мостовой схеме, равно $N_{пт} = 2$;

- преобразовательные трансформаторы подстанции типа ТДП-12500/10 ЖУ1 имеют номинальную мощность 11,8 МВА и $u_k \% = 7\%$;

- реакторы сглаживающего устройства тяговой подстанции включены по параллельной схеме и имеют суммарную индуктивность $L_p = 7$ мГн и омическое сопротивление $R_p = 0,008$ Ом.

С использованием выражения (11) определяем омические сопротивления цепи к.з. и внутреннее сопротивление

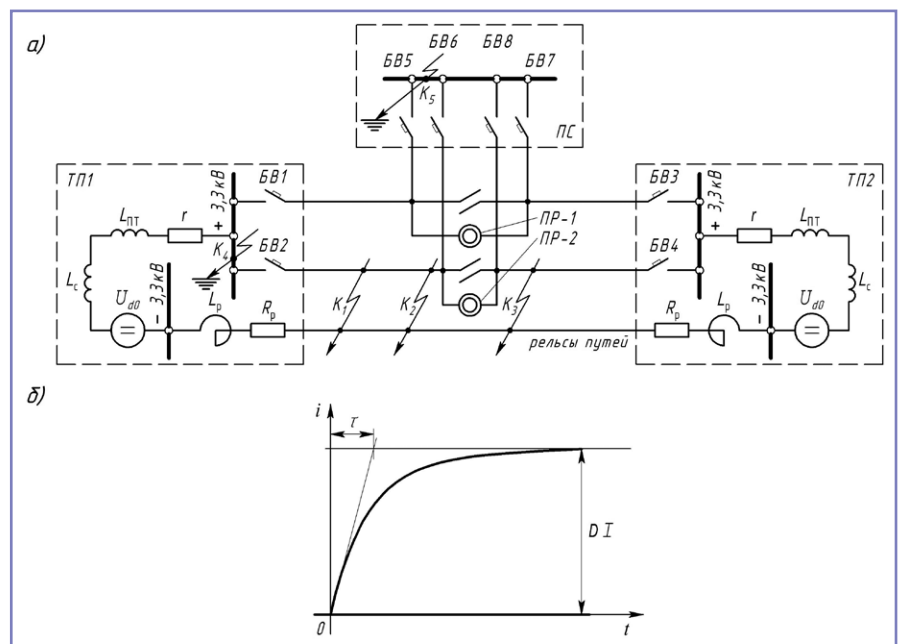


Рис. 4. Схема типового двухпутного участка ж.д. постоянного тока 3,3кВ (а), кривая нарастания тока через выключатель БВ2 при коротком замыкании в точке K_2 и отключенном соседнем пути (б)

тяговой подстанции $\rho = 0,042$ Ом. Суммируя его с сопротивлением сглаживающих реакторов тяговой подстанции $R_p = 0,008$ Ом и сопротивлением 9 км тяговой сети по п. 4д (таблица 2), равным $9 \cdot 0,0648 = 0,5832$ Ом, определяем суммарное омическое сопротивление цепи короткого замыкания: $R_{\Sigma} = 0,042 + 0,008 + 0,5832 = 0,6332$ Ом.

Используя формулу (9), по приведенным выше данным определим индуктивность питающей системы $L_c = 0,069$ мГн, а по формуле (10) – $L_{ит} = 0,065$ мГн. Суммируя их с индуктивностью реакторов тяговой подстанции $L_p = 7$ мГн и индуктивностью тяговой сети протяженностью 9 км по п. 2 таблицы 1, равной $9 \cdot L_{11} = 9 \cdot 1,86 = 16,74$ мГн, определим суммарную индуктивность цепи к.з.: $L_{\Sigma} = 23,874$ мГн.

Поделив суммарную индуктивность цепи к.з. на ее суммарное омическое сопротивление, найдем постоянную времени нарастания тока короткого замыкания τ , выраженную в миллисекундах, которая составляет $\tau = L_{\Sigma} / R_{\Sigma} = 23,874 / 0,6332 = 37,7$ мс.

Величина установившегося тока в цепи к.з. определится как $U_{до} / R_{\Sigma} = 3540 / 0,6332 = 5590$ А, то есть при коротком замыкании в точке K_2 происходит скачок тока величиной $\Delta I = 5590$ А, нарастающий с постоянной времени $\tau = 37,7$ мс (рис. 4б).

Выводы

Представленная методология расчета токов короткого замыкания при различных типах контактной подвески и количестве путей позволяет с высокой долей сходимости проводить количественную оценку характеристик электромагнитных процессов при аварийных отключениях фидеров контактной сети постоянного тока в месте установки быстродействующих выключателей. Также немалый интерес представляет универсальная методика расчета физических параметров системы тягового электроснабжения, за тем лишь исключением, что на переменном синусоидальном токе необходимо учитывать вклад поверхностного эффекта в снижение проводимости контактной сети и рельсовой цепи. Неоценима и практическая ценность сделанных теоретических выкладок, дополненных расчетными примерами, как для эксплуатационного персонала сети магистральных железных

дорог постоянного тока, так и для студентов транспортных вузов.

Литература

1. Пупынин В.Н. Полная теория работы и характеристики параллельных индуктивных шунтов быстродействующих выключателей типа ВАБ-2, АБ-2/4 и реле-дифференциальных шунтов выключателей ВАБ-28 // Труды МИИТ, 1965, вып. 213. – С. 61–85.
2. Pollaczec P, Uber das Feld einer unendlich langen wechselstromdurchflossenen Einfachleitung // Elektrische Nachrichtentechnik, 1925. Bd. 3. N. 9 S/339–359.
3. Марквардт К.Г. Энергоснабжение электрических железных дорог // М.: Транспорт, 1965. – 462 с.
4. Радченко В.Д., Соколов С.Д., Сухопрудский Н.Д. Перенапряжения и токи короткого замыкания в устройствах электрифицированных железных дорог постоянного тока // М.: Транспорт, 1965. – 304 с.
5. Бей Ю.М., Мамошин Р.Р., Пупынин В.Н., Шалимов М.Г. Тяговые подстанции / Учебник для вузов ж.д. транспорта // М.: Транспорт, 1986. – 340 с.
6. Справочник по электроснабжению железных дорог. Т. 2 / Под редакцией К.Г. Марквардта // М.: Транспорт, 1981. – 384 с.

Дураков Дмитрий Николаевич

Родился в 1989 году. В 2012 году окончил Московский государственный университет путей сообщения (МИИТ) по специальности «Электроснабжение электрических железных дорог». Опыт работы – 7 лет. В настоящее время работает инженером-исследователем в НИЦ «Курчатовский институт». Имеет 5 научных публикаций.

Куштан Максимилиан Игоревич

Родился в 1993 году. Опыт работы – 3 года. В настоящее время работает механиком экспериментальных стендов НИЦ «Курчатовский институт» и является студентом РУТ (МИИТ).

Лобынцев Владимир Васильевич

Родился в 1980 году. В 2003 году окончил Московский государственный университет путей сообщения (МИИТ) по специальности «Электроснабжение электрических железных дорог». Кандидат технических наук. В 2009 году защитил диссертацию по теме «Сверхпроводниковые ограничители токов короткого замыкания для систем тягового электроснабжения». Опыт работы – более

20 лет. В настоящее время работает доцентом кафедры «Электроэнергетика транспорта» РУТ (МИИТ). Имеет 40 научных публикаций, 2 патента на изобретение, 1 свидетельство о регистрации программы для ЭВМ.

Дожина Галина Владимировна

Родилась в 1974 году. В 1996 году окончила Московский институт инженеров железнодорожного транспорта (МИИТ) по специальности «Электроснабжение электрических железных дорог». Опыт работы – 23 года. В настоящее время работает старшим преподавателем кафедры «Электроэнергетика транспорта» РУТ (МИИТ). Имеет 7 научных публикаций.

Durakov Dmitry

He was born in 1989. In 2012 he graduated from the Moscow State University of Transport (MIIT) majoring in Electrical power supply of electric railways. He has 7 years of work experience. At present he works as research engineer at the National research center Kurchatov Institute. He has 5 scientific publications.

Kushtan Maksimilian

Was born in 1993. Has 3 years of working experience. At present he is a mechanic of experimental stands of NRC "Kurchatov Institute" and a student at Russian University of Transport (MIIT).

Lobyntsev Vladimir

He was born in 1980. In 2003 he graduated from the Moscow State University of Transport (MIIT) majoring in Electrical power supply of electric railways. He is candidate of technical sciences. In 2009 he defended his thesis on Superconductive fault current limiters for traction energy systems. He has more than 20 years of work experience. At present he works as associate Professor in Electric power of transport department at Russian University of Transport (MIIT). He has 40 scientific publications, 2 patents for invention, 1 certificate of registration for software application.

Dozhina Galina

She was born in 1974. In 1996 she graduated from Moscow State University of Railway Engineering (MIIT) with specialization in "Power supply of electrical railway roads". Her working experience is 23 years. At present she works as senior teacher in Electric power of transport department at Russian University of Transport (MIIT). She has 7 scientific publications.

Рациональная схема поста секционирования тяговой сети переменного тока на разъединителях

// Rational arrangement of circuit-breaker based feeder pillar of alternating current traction power network //

**Герман Л.А., д.т.н., профессор,
филиал СамГУПС, Нижний Новгород**

**Корнеев В.А.,
Горьковская дирекция по энергообеспечению –
структурное подразделение «Трансэнерго» –
филиала ОАО «РЖД», Нижний Новгород**

**Субханвердиев К.С., к.т.н.,
«Трансэлектропроект» – филиал ОАО «Росжелдорпроект», Москва**

**Вязов Е.В.,
ООО «Релематика», Чебоксары**

**Жевлаков Д.А.,
Ремонтно-ревизионный участок «Агрыз», Аргыз**

В работе предлагается расширить варианты постов секционирования контактной сети переменного тока введением одного вакуумного выключателя в шину поста секционирования на разъединителях. Введение одного вакуумного выключателя открывает новые возможности в области организации релейной защиты и автоматики на участках с постами секционирования на разъединителях. Рассмотрены особенности работы релейной защиты и автоматики в новой схеме поста секционирования и предложены подходы и конкретная реализация их алгоритмов.

Ключевые слова: тяговая сеть, переменный ток, пост секционирования на разъединителях, релейная защита, автоматика, алгоритмы.

The paper suggests expanding the range of options for feeder pillars of alternating current traction power network by introducing one vacuum switch in to the bus of the circuit-breaker based feeder pillar. Introduction of one vacuum switch opens up new opportunities in organization of relay protection and automation on sections with circuit-breaker based feeder pillars. Operational aspects are considered of relay protection and automation in the new feeder pillar arrangement, with new approaches and specific implementation of their algorithms suggested.

Keywords: traction power network, alternating current, circuit-breaker based feeder pillar, relay protection, automation, algorithms.

Схемы постов секционирования переменного тока

По типовым проектам посты секционирования (ПС) контактной сети переменного тока выполняются на выключателях, и при коротких замыканиях (КЗ) в любой точке контактной сети отключается только «четвертушка» межподстанционной зоны. Для этого применяется селективная защита тяговой сети, известным недостатком которой является необходимость отключений КЗ вблизи ПС и тяговых подстанций (ТП) с выдержкой времени, что определяет повышенную опасность пережога контактных проводов.

Поэтому на Горьковской и некоторых других дорогах России применяют ПС переменного тока на разъединителях [1–6]. Главное их преимущество (в том числе и отличие от типовых ПС на выключателях) в том, что вся межподстанционная зона отключается без выдержки времени и, следовательно, существенно снижается вероятность пережога проводов контактной сети. При этой схеме, как правило, сохраняется двухстороннее питание, а разъединители в нормальном режиме находятся во включенном состоянии.

В рассматриваемой схеме питания и секционирования тяговой сети при КЗ

в любой точке межподстанционной зоны отключаются выключатели присоединенных питающих линий двух смежных ТП, и в бестоковую паузу от групповой защиты минимального напряжения отключаются все разъединители с моторными приводами ПС. Затем по штатному АПВ с временем 5–7 с включаются выключатели питающих линий тяговой сети на ТП, и при устойчивом КЗ повторно отключается тот выключатель, в зоне которого находится повреждение. Существенный недостаток такой схемы – на 5–7 с отключается вся межподстанционная зона. При этом известно, что большинство КЗ в тяговой сети – проходящие (более 80–90%), когда после отключения выключателей КЗ исчезает. Поэтому на Горьковской дороге разработано, внедрено и более 10 лет эксплуатируется устройство с функцией определения проходящих КЗ в тяговой сети, которое позволяет в аварийных ситуациях сократить время отключенного состояния тяговой сети до 0,5 с. Эта функция введена в интеллектуальный терминал ИнТер по разработкам ООО «НИИЭФА-ЭНЕРГО». Таким образом, с включением терминала ИнТер в схему управления выключателем и дополнительного трансформатора напряжения на присоединениях питающих линий за выключателем со стороны тяговой сети до минимума сократится число негативных последствий аварийных отключений.

В связи с этим предлагается расширить варианты ПС контактной сети переменного тока в зависимости от условий их эксплуатации, и, как один из вариантов, в шину постов на разъединителях включать вакуумный выключатель. Таким образом, на основании известных разработок [1–6] предлагаются следующие варианты схем ПС переменного тока, предназначенные для тех или иных условий эксплуатации (рис. 1):

- ПС на выключателях на скоростных участках, а также на участках с подъемами более 6‰ и на ПС на три и более направлений (рис. 1а);

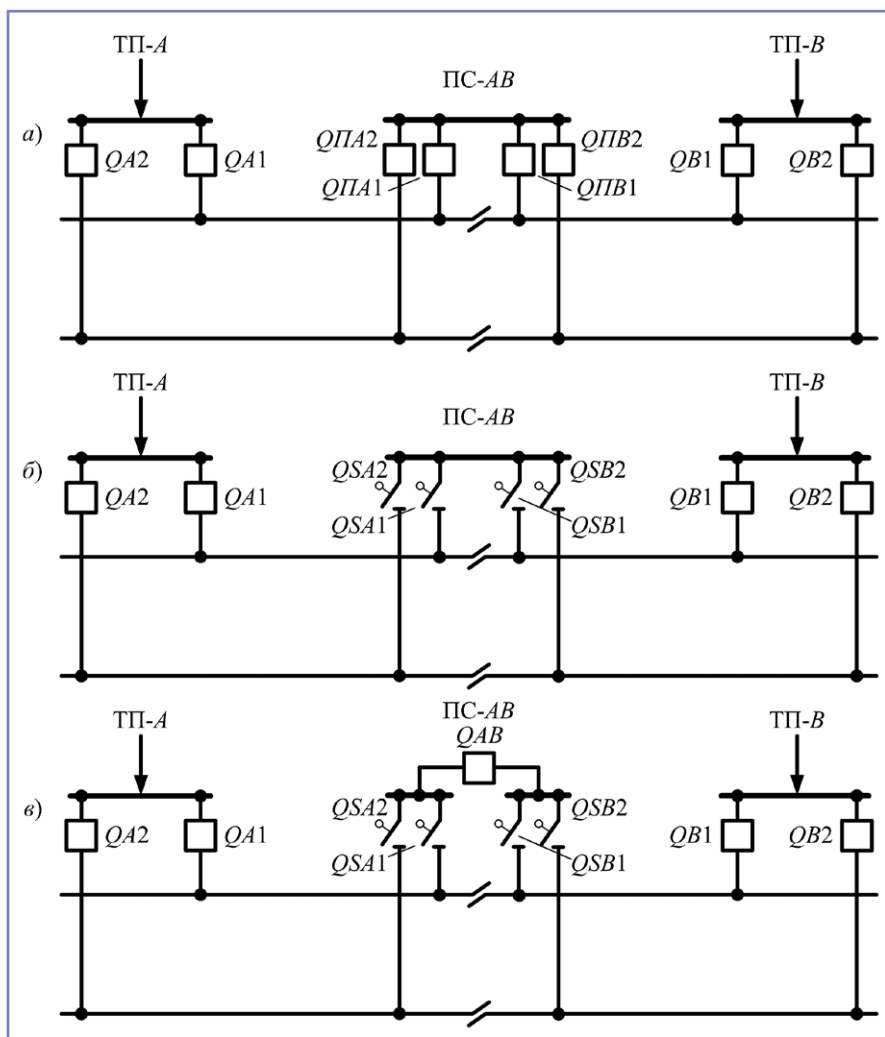


Рис. 1. Варианты ПС переменного тока в схемах питания двухпутного участка

- ПС на разъединителях на равнинных участках на два направления с подъемами не более 6‰ (рис. 1б);

- ПС на разъединителях с вакуумным выключателем в шине ПС (рис. 1в).

Преимущества и недостатки схемы по рис. 1а были указаны ранее. Основное преимущество схемы на управляемых разъединителях по рис. 1б – отключение КЗ на всей межподстанционной зоне с нулевой выдержкой времени и при этом минимальные затраты на капитальные и текущие расходы и повышенная надежность оборудования.

Что касается третьего варианта с введением вакуумного выключателя в шину ПС (рис. 1в), то это, прежде всего, значительное усиление существующих ПС на разъединителях с добавлением всего одного вакуумного выключателя (в дальнейшем вполне возможно вместо выключателя включить реклоузер на 27,5 кВ). При этом (как будет видно из изложенного ниже) возможно в аварийной ситуации отключить половину участка контактной

сети, перейти на частично неселективную систему защиты и даже в автоматическом режиме добиться отключения в бестоковую паузу соответствующего разъединителя, что позволит отключать только четвертушку участка.

Данное схемное решение было реализовано на ПС «Кизнер» Горьковской железной дороги (рис. 2) и показало свою эффективность. Как видно, внутри модуля ПС предусмотрена установка вакуумного выключателя и двух трансформаторов напряжения, а на каждом из четырех фидеров контактной сети установлены разъединитель и трансформатор тока на ружной установке.

Следует отметить, что в схеме ПС на разъединителях с вакуумным выключателем в шине поста должна быть предусмотрена возможность работы автоматики в двух режимах:

- первый режим, когда в исходном случае ПС включен в работу и все разъединители и выключатель в шине ПС включены;

- второй режим, когда для снижения перетоков мощности по тяговой сети необходим раздел по ПС, то есть выключатель в шине ПС отключен.

В первом режиме схема электроснабжения, как правило, с двухсторонним питанием участка, однако может быть и с односторонним питанием. В последнем случае работает, например, участок Шумерля – Сергач, так как по условиям работы энергосистемы в нем требуется постоянный раздел по контактной сети с целью ликвидации больших перетоков мощности. На указанном участке для нормализации напряжения в конце консоли контактной сети установлена регулируемая установка поперечной емкостной компенсации.

Второй режим предусматривает встречно-консольное питание тяговой сети до ПС. Основное назначение вакуумного выключателя в шине ПС – временно включаться для шунтирования воздушных промежутков при проходе токоприемника по двум путям мимо ПС. Основной недостаток этого варианта – усложнение эксплуатации ПС в связи с частыми переключениями вакуумного выключателя (до 150–250 раз в сутки).

Организация защиты тяговой сети с вакуумным выключателем в шине поста секционирования

Включение вакуумного выключателя в шину ПС, выполненного на разъединителях, открывает новые возможности в области организации релейной защиты от токов КЗ на участках с разъединителями на посту.

Действительно включение выключателя в шину в новой схеме ПС на разъединителях создает условия для использования распространенной селективной системы защиты, обычно применяемой в типовых проектах ПС на выключателях. Данная система защиты, несмотря на свои недостатки, широко используется на участках железных дорог переменного тока, так как проста и интуитивно понятна.

Особенностью ее работы в новой схеме с ПС на разъединителях и вакуумным выключателем является необходимость при срабатывании защиты выключателя ТП на поврежденной питающей линии отключать выключатель смежного присоединения на ТП. В противном случае, например, при КЗ в зоне вблизи ТП придется мириться с большим временем отключения тока подпитки через неповрежденную питающую линию

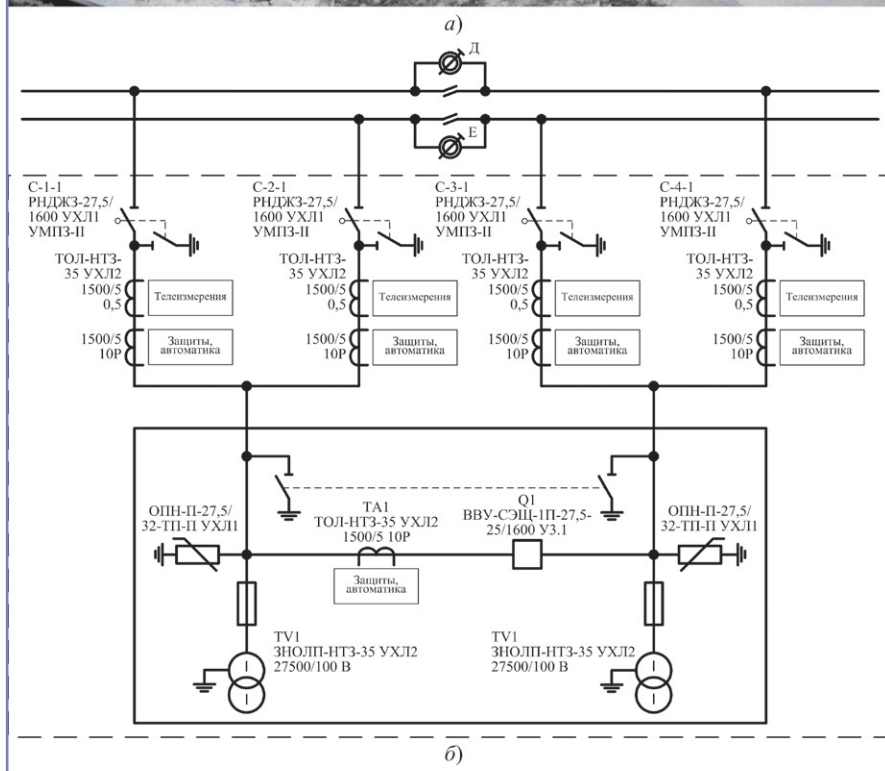


Рис. 2. Пост секционирования станции Кизнер (а) и его электрическая схема (б)

контактной сети, вплоть до отключения тока, с временем, определяемым работой третьей ступени защиты.

При этом дистанционная защита вакуумного выключателя на ПС относительно защит выключателей ТП выполняется ненаправленной для обеспечения срабатывания на КЗ в любой точке межподстанционной зоны при включенном режиме работы ПС.

При всем том организация системы защиты межподстанционной зоны должна

быть выполнена таким образом, чтобы за максимально возможное время действия защит системы вероятность повреждения элементов контактной сети была минимальна. Этому условию отвечает неселективная система защиты [2], применяемая преимущественно на ПС на разъединителях в силу особенностей последних. Однако при работе защит данной системы (как уже отмечалось выше) приходится мириться с обесточиванием всей межподстанционной зоны.

Напротив, включение вакуумного выключателя в шину ПС на разъединителях делает возможным применение частично неселективной системы защиты (ЧНСЗ) [4] на рассматриваемых участках, более чем отвечающей условиям работы системы тягового электроснабжения.

Рассмотрим принцип реализации ЧНСЗ в новой схеме ПС с вакуумным выключателем на примере двухпутного участка контактной сети (рис. 3а).

Рассматриваемая система защиты питающих линий контактной сети выполняется трехступенчатой. Зона действия первой ступени (I) дистанционных защит с нулевой выдержкой времени, определяемая данной организацией защиты, охватывает всю защищаемую зону (зона подстанция – пост), что делает ее основной для соответствующего участка (рис. 3б, 3в, 3г, 3д). Вторая и третья ступени (II и III) повторяют ступени дистанционных защит селективной системы и являются резервными для первой.

В результате работа ЧНСЗ в новой схеме ПС с вакуумным выключателем будет организована следующим образом.

На значительной части межподстанционной зоны КЗ будет отключаться выключателями поврежденной питающей линии на ТП и ПС от первой ступени их защит с нулевой выдержкой времени. При этом быстро, без выдержки времени отключения выключателя смежной параллельной линии контактной сети на ТП не произойдет, так как КЗ будет преимущественно в зоне действия второй или третьей ступени его защиты. Поэтому для исключения подпитки КЗ со стороны параллельной линии выполняется отключение выключателя ТП этой линии при срабатывании защиты выключателя ТП на поврежденном участке. Например, КЗ в точке К1 приведет к быстрому отключению выключателей QA1 и QA2 на ТПА и QAB на ПС, при том что отключение выключателя QA2 произойдет от защиты выключателя QA1.

При близких к ПС повреждениях возможна неселективная работа первой ступени защит выключателей неповрежденных питающих линий контактной сети и, как следствие, отключение их с нулевой выдержкой времени. Если КЗ произошло в режиме работы ПС с разделом, отключатся только выключатели участка подстанция – пост, где случилось КЗ. Так, при КЗ в точке К2 в режиме с включенным ПС отключатся выключатели QA1, QA2 и QB1, QB2 подстанций и выключатель QAB поста. Однако зона неселективного действия

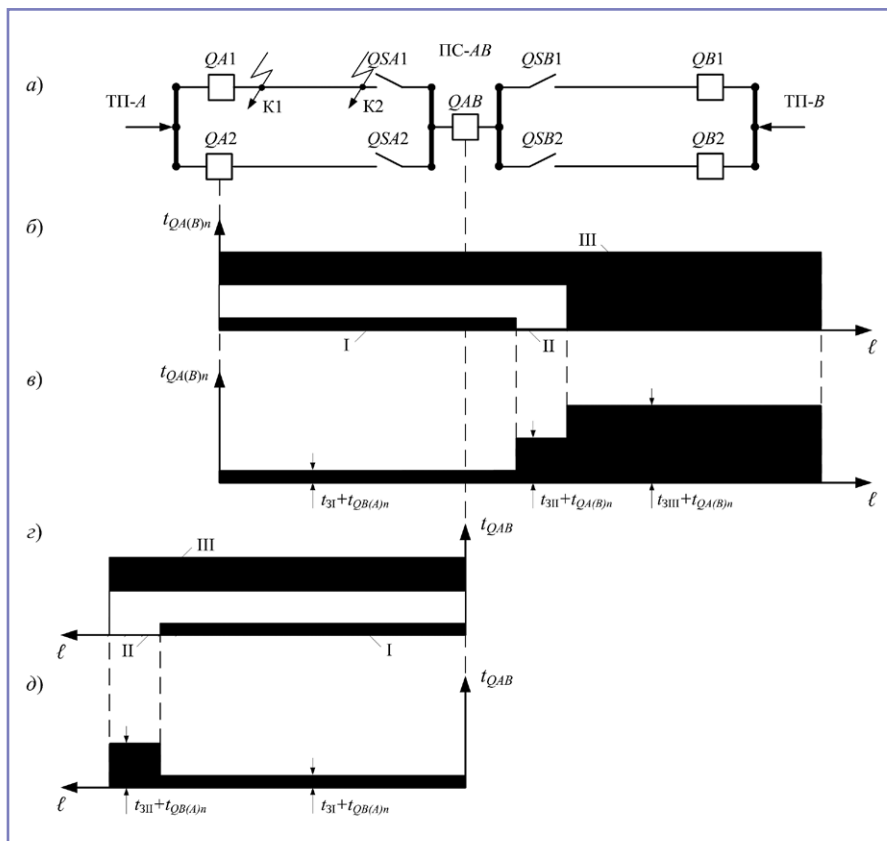


Рис. 3. Расчетное начертание схемы двухпутного участка с ПС (а); графики селективности защит выключателей QAn (QVn) (б) и QAB (z) и их временные характеристики срабатывания (в и д) при ЧНСЗ

защит выключателей крайне мала и составляет порядка 0,03÷0,05 от расстояния подстанция – пост [10], что не оказывает существенного влияния на работу системы тягового электроснабжения.

Таким образом, КЗ отключается в пределах всей межподстанционной зоны без выдержки времени, то есть за время, при котором не наступает пережога контактного провода.

Остановимся на особенностях расчета уставок дистанционных защит рассматриваемой системы.

Сопротивление срабатывания первой ступени защит ЧНСЗ для двухпутного участка должно быть определено по выражению

$$Z_{C31} = \kappa_{\psi} \cdot 2 \cdot z_{22} \cdot L,$$

где κ_{ψ} – коэффициент чувствительности, равный 1,15;

z_{22} – удельное сопротивление тяговой сети двухпутного участка при включенной в работу контактной сети обоих путей и равных токах в их подвесках по величине и направлению, Ом/км;

L – расстояние от ТП до ПС, км.

На ТП данная ступень защит выключателей предусматривается направленной,

а ее отстройка от нагрузки производится по углу сдвига фаз между током и напряжением, аналогично отстройке второй и третьей ступеней [7, 8]. Напротив, первая ступень защиты вакуумного выключателя в шине ПС должна быть выполнена ненаправленной с соблюдением условия отстройки от нагрузочного режима

$$Z_{C31} \leq \frac{z_{Hmin}}{\kappa_3},$$

где z_{Hmin} – минимальное сопротивление нагрузки;

κ_3 – коэффициент запаса, равный 1,15...1,3.

Это должно обеспечить несрабатывание данной ступени защиты выключателя с характеристикой срабатывания, имеющей вид окружности с центром в начале

координат, отличающейся большим количеством ложных отключений.

Расчет уставок второй и третьей ступеней защит выполняется аналогично, как для ЧНСЗ, так и для селективной системы, и дан в [7, 8], поэтому в настоящей работе не рассматривается.

Таким образом, соответствующим выбором уставок первой ступени защит выключателей присоединений питающих линий тяговой сети достигается увеличение зоны быстрого отключения. При этом возможные неселективные отключения некоторых участков сети могут быть исправлены АПВ.

Автоматизация поста секционирования на разъединителях с вакуумным выключателем в шине

Вариант ПС контактной сети переменного тока на разъединителях с включенным вакуумным выключателем в шине, как и в случае с типовым проектом на выключателях, позволяет реализовать функцию автоматики, определяющую характер КЗ в тяговой сети. Как уже отмечалось, использование этой функции сокращает до минимума число негативных последствий аварийных отключений. На ПС станции Кизнер данная функция введена в терминал TOP 300 ПСК компании ООО «Релематика», известного российского производителя устройств РЗА и АСУ.

Автоматика участка с рассматриваемой схемой ПС (рис. 4) работает следующим образом. При аварии защита поврежденного присоединения ТП действует на отключение выключателей ТП параллельных питающих линий, а защита выключателя в шине ПС действует на его отключение и формирует сигнал отключения разъединителя поврежденной питающей линии контактной сети. При этом отключение разъединителя выполняется при соблюдении следующих условий:

- ток поврежденного присоединения с момента срабатывания защиты выключателя ПС и до момента отключения

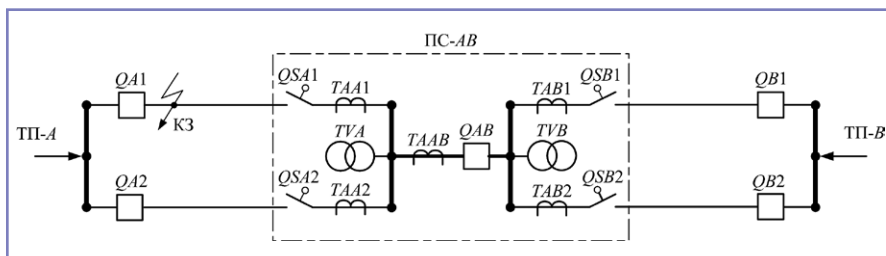


Рис. 4. Схема участка с ПС на разъединителях с включенным вакуумным выключателем в шине

выключателей защищаемого участка направлен от шины ПС в линию, а его величина больше значения соответствующего тока в смежном присоединении;

- КЗ в отключенной контактной сети носит устойчивый характер.

Наряду с этим при устойчивом повреждении устройством поиска КЗ (УПКЗ) выполняется запрет АПВ на ПС, а отключение разъединителя поврежденного присоединения осуществляется с выдержкой времени с контролем отключенного положения выключателя ПС. Введение выдержки времени обусловлено временем на отключение выключателей ТП от второй ступени защиты при повреждении в зоне вблизи ПС.

Следует отметить, что алгоритмы определения поврежденного присоединения с помощью органа направления мощности (ОНМ) и по соотношению токов в параллельных питающих линиях контактной сети взаимно дополняют друг друга, что позволяет произвести селективное отключение соответствующего разъединителя ПС. В результате отключение разъединителя поврежденной питающей линии происходит в бестоковую паузу после отключения выключателей на ТП и ПС и при устойчивом характере повреждения контактной сети, когда действие АПВ на ПС заблокировано. После отключения разъединителя поврежденного присоединения производится деблокировка АПВ на ПС и включается его выключатель в шине. Далее выполняется штатное АПВ на ТП и происходит включение его выключателей. После выключатель поврежденной питающей линии на ТП повторно отключается от своей защиты, а выключатель смежного присоединения остается в работе.

Однако при включенном режиме работы ПС возможно совпадение направлений токов и их значений в смежных питающих линиях ПС, то есть несоблюдение условия, устанавливающего, какое из смежных присоединений ПС повреждено. Данное обстоятельство может иметь место при КЗ в зоне вблизи шин ТП до момента отключения ее выключателей. Поэтому перед выполнением алгоритмов сравнения тока и контроля его направления в рассматриваемом случае вводится выдержка времени, равная времени отключения выключателей ТП от первой ступени защиты. Условием введения выдержки времени является факт срабатывания второй ступени дистанционной защиты ПС.

Таким образом, при срабатывании

первой ступени защиты ПС сравнение тока и контроль его направления производятся без задержки, тогда как в случае срабатывания второй ступени выполнение данных алгоритмов осуществляется по истечении выдержки времени. В результате в том и другом случае ток поврежденного присоединения будет всегда направлен от шины ПС в линию, а его значение строго больше соответствующего тока в смежной питающей линии, что позволит автомату надежно фиксировать, какое из присоединений ПС повреждено.

Следует отметить, что выше рассматривалась работа автоматики при селективной системе защиты. В случае частично неселективной системы, вследствие особенности работы ее защит, не всегда можно точно определить, какая из питающих линий контактной сети повреждена. Так, при КЗ в любой точке защищаемого участка защиты выключателей ТП и ПС в случае частично неселективной системы срабатывают одновременно. Поэтому работа алгоритмов сравнения тока и контроля его направления производится с момента срабатывания этих защит и до момента отключения их выключателей защищаемого участка.

В результате при повреждении в зоне вблизи ТП токи в параллельных питающих линиях контактной сети по величине и направлению идентичны, что не дает установить поврежденное присоединение и автоматически произвести отключение соответствующего разъединителя при устойчивом КЗ. Поэтому в рассматриваемом случае выполняется отключение обоих разъединителей смежных присоединений ПС, что необходимо для последующего поиска поврежденной питающей линии энергодиспетчером путем включения выключателей на ТП для опробования контактной сети. Впрочем, вероятность появления рассматриваемого случая крайне мала.

В случае определения устройством УПКЗ неустойчивого (проходящего) КЗ в отключенной контактной сети по БАПВ на ПС с выдержкой времени 0,5–3 с производится включение выключателя в шину и сохранение разъединителей во включенном состоянии. В результате аварийный режим при проходящем КЗ не влечет негативных последствий.

При несрабатывании БАПВ выключателя на ПС или его неуспешной работе выполняется АПВ с выдержкой времени 5–7 с, необходимое для резервирования работы БАПВ. Вместе с тем в случае

неуспешной работы АПВ ПС с отключением от защит также производится отключение разъединителя поврежденного присоединения с выдержкой времени, превышающей время АПВ. Таким образом, автоматика в новой схеме ПС с вакуумным выключателем в шине реализована так, что при аварии значительно снижается время отключенного состояния тяговой сети и не требуется поиск КЗ на контактной сети, тем самым повышается эффективность работы системы тягового электроснабжения.

Еще одной важной функцией, также реализованной в терминале ТОР 300 ПСК, является энергосбережение. При параллельной работе ТП образуются перетоки с существенными потерями электрической энергии. На ряде участков в связи с большими перетоками приходится выполнять раздельный режим работы ТП по контактной сети. В этом случае применяется известный вариант схемы питания тяговой сети – встречно-консольный с разделом по ПС. Тогда нормальное состояние выключателя в шине ПС – отключен. Специальный алгоритм позволяет кратковременно включать выключатель с шунтированием воздушного промежутка при появлении ЭПС на контролируемом участке контактной сети.

Выводы

1. В зависимости от условий эксплуатации и профиля участка применяют различные схемы ПС переменного тока, а именно на выключателях, на управляемых разъединителях, а также на управляемых разъединителях с вакуумным выключателем в шине поста.

2. С применением ПС на управляемых разъединителях с вакуумным выключателем в шине поста появляется возможность применения частично неселективной защиты с обеспечением защиты всей межподстанционной зоны с нулевой выдержкой времени и снижением в два раза числа неселективных отключений.

3. Включение вакуумного выключателя в шину ПС позволяет организовать, как вариант, встречно-консольное питание тяговой сети с разделом по ПС и ввести автоматику на кратковременное включение выключателя для шунтирования воздушных промежутков при проходе по ним токоприемников ЭПС.

4. Для схемы питания межподстанционной зоны с ПС на разъединителях и с нормально включенным вакуумным выключателем в шине поста предложен

алгоритм управления ПС в аварийных ситуациях:

- при проходящих КЗ выполняется АПВ вакуумного выключателя с временем 0,5–3 с;
- при устойчивых КЗ отключается тот разъединитель ПС в бестоковую паузу, в зоне которого произошло КЗ.

Литература

1. Герман Л.А. Автоматизация электроснабжения тяговой сети переменного тока: монография / Л.А. Герман, В.Л. Герман. – М.: МИИТ, 2014. – 173 с.
2. Кравцов В.И., Герман Л.А., Шелом И.А. Посты секционирования и пункты параллельного соединения контактной сети на разъединителях // ЦНИИ ТЭИ, серия «Электрификация и энергетическое хозяйство», выпуск 14, 1965 г.
3. Герман Л.А., Якунин Д.В., Фадеев А.А. Посты секционирования на разъединителях // Локомотив, 2013, № 5. – С. 43–44.
4. Герман Л.А., Селякин В.С. Автоматизация электроснабжения тяговой сети переменного тока // Железнодорожный транспорт, 2010, № 7. – С. 34–40.
5. Патент № 1600540 от 28 октября 2015 г. Пост секционирования контактной сети переменного тока (Герман Л.А., Корнеев В.А., Попов Д.С., Якунин Д.В.). Опубл. 27.02.2016, бюлл. № 6.
6. Патент № 2674399 от 19 сентября 2017 г. Автоматизация электроснабжения тяговой сети переменного тока (Субханвердиев К.С., Герман Л.А., Попов А.Ю., Ишкин Д.В.). Опубл. 07.12.2018, бюлл. № 34.
7. Руководящие указания по релейной защите систем тягового электроснабжения. – М.: ТРАНСИЗДАТ, 2005. – 216 с.
8. Защита систем электроснабжения железной дороги от коротких замыканий и перегрузки. Ч. 4. Методика выбора уставок защит в системе тягового электроснабжения переменного тока: СТОРЖД 07.021.4, 2015.
9. Пупынин В.Н. Частично-неселективная защита контактной сети / В.Н. Пупынин, К.С. Субханвердиев, М.В. Николаев // Локомотив, 2015, № 9. – С. 40–41.
10. Субханвердиев К.С. Частично-неселективная система защит контактной сети / К.С. Субханвердиев // Мир транспорта, 2014, № 5. – С. 90–96.

Герман Леонид Абрамович

Родился в 1937 году. В 1959 году окончил Московский институт инженеров транспорта (МИИТ) по специальности «Инженер путей сообщения – электромеханик». Защитил доктор-

скую диссертацию по теме «Теория и практика совершенствования режима системы тягового электроснабжения переменного тока с устройствами емкостной компенсации». Доктор технических наук, профессор кафедры «Техника и технологии железнодорожного транспорта» филиала Самарского государственного университета путей сообщения в Нижнем Новгороде, член-корреспондент Российской академии транспорта. Автор более 390 научных трудов, 100 изобретений и патентов. Имеет 2 правительственные награды.

Корнеев Вячеслав Александрович

Родился в 1973 году. Окончил Ростовский государственный университет путей сообщения. Опыт работы – 23 года. В настоящее время работает начальником Горьковской дирекции по энергообеспечению – структурного подразделения «Трансэнерго» – филиала ОАО «РЖД». Имеет 5 статей и 2 патента на полезные модели.

Субханвердиев Камиль Субханвердиевич

Родился в 1989 году. В 2012 году окончил МГУПС (МИИТ) по специальности «Электроснабжение железных дорог». Кандидат технических наук. В 2018 году защитил диссертацию по теме «Разработка и совершенствование алгоритмов селективной и неселективной систем защиты тяговых сетей переменного тока». Опыт работы – 7 лет. В настоящее время работает инженером I категории в Проектно-исследовательском институте электрификации железных дороги энергетических установок «Трансэлектропроект» – филиале ОАО «Росжелдорпроект». Имеет около 10 публикаций в рецензируемых журналах, 5 патентов на изобретения и полезные модели, одно свидетельство о регистрации программы для ЭВМ.

Вязов Евгений Владимирович

Родился в 1972 году. Окончил Чувашский государственный университет по специальности «Электрические аппараты». Опыт работы – 25 лет. В настоящее время работает заместителем заведующего отделом защит среднего напряжения ООО «Релематика», Чебоксары.

Жевлаков Дмитрий Александрович

Родился в 1982 году. В 2009 году окончил МГУПС (МИИТ) по специальности «Электроснабжение железных дорог». Опыт работы – 15 лет. В настоящее время работает старшим электромехаником ремонтно-реконструктивного участка «Агрыз». Имеет 1 патент на изобретение.

German Leonid

Was born in 1937. He has graduated Moscow Institute of Transport Engineers by specialty Engineer routes – electrician (1959). He has defended the dissertation by the theme Theory and practice of improving treatment system traction below the AC power plants with capacitive compensation. He is a doctor of technical sciences, professor of dept. Electrification and Utilities at the Nizhny Novgorod branch of the Russian State University of Transport Communications. He is a corresponding member of the Academy of Transport of the Russian Federation. Author of more than 350 scientific works, 70 inventions and patents. He has 2 government awards.

Korneev Vyacheslav

Was born in 1973. He graduated from Rostov State Transport University. Has 23 years of working experience. At present he is a head of the Gorky Directorate for Energy Supply – Structural Division of “Transenergo” – branch of Russian Railways. Has 5 scientific publications and 2 patents for utility models.

Subkhanverdiev Camille

Was born in 1989. In 2012 he graduated from Moscow State University of Railway Engineering (MIIT) with a degree in “Railways electric power supply”. Candidate of Technical Sciences. In 2018 he defended his thesis on the topic “Development and improvement of algorithms of selective and non-selective protection systems of electric traction AC networks”. He has 7 years of working experience. At present he is a first class engineer at Design and survey institute of railways electrification and electric power plants “Transelectroproject” – branch of “Roszheldorproject”. He has about 10 publications in peer-reviewed journals, 5 patents for inventions and utility models, one computer software registration certificate.

Vyazov Eugeniy

Was born in 1972. He graduated from Chuvash State University with a degree in “Electrical apparatus”. Has 25 years of working experience. At present he is a deputy head of the Department of medium voltage protection, LLC “Relematika”, Cheboksary.

Zhevlakov Dmitry

Was born in 1982. In 2009 he graduated from Moscow State University of Railway Engineering (MIIT) with a degree in “Railways electric power supply”. Has 15 years of working experience. At present he is a senior electromechanician of the repair and auditing section of “Agryz”. Has 1 patent for invention.

Моделирование теплового режима тягового электрооборудования электровозов при наличии регулируемой принудительной вентиляции

// Thermal modeling of electric locomotive's traction electrical equipment with adjustable forced ventilation //

Зарифьян А.А., д.т.н., профессор,

Тептиков Н.Р., к.т.н., доцент

**Ростовский государственный университет путей сообщения,
Ростов-на-Дону**

Михайлов В.В.,

**Южно-Российский государственный политехнический университет
(НПИ) имени М.И. Платова, Новочеркасск**

Мустафин А.Ш.,

**Ростовский-на-Дону электровозоремонтный завод –
филиал АО «Желдорремаш», Ростов-на-Дону**

Представлена методика расчета текущей температуры перегрева силового оборудования электровоза в реальном масштабе времени на основе информации о токе и производительности вентиляторов без использования конструктивных размеров силовых элементов и свойств применяемых материалов. Выполнено моделирование на основе дифференциального уравнения теплового баланса, представлены результаты экспериментальных исследований нагрева силовых элементов электрической схемы электровоза, определены тепловые характеристики. На основе решения уравнения теплового баланса получено выражение для изменения температуры перегрева во времени, которое учитывает зависимость установившейся температуры перегрева и термической постоянной времени нагрева от производительности вентиляторов и мощности тепловых потерь. Разработанная методика позволяет определять текущую температуру перегрева силовых элементов схемы вследствие изменения тока и производительности вентиляторов, используя для расчетов только термическую постоянную времени нагрева и установившуюся температуру при номинальном токе.
Ключевые слова: силовое электрооборудование, параметры теплового режима, температура перегрева, регулирование производительности принудительной вентиляции.

A method for calculating the current overheating temperature of the electric locomotive's power equipment in real time is presented on the basis of information about the current and fan performance without using the geometrical dimensions of the power elements and the properties of the materials used. A simulation based on the heat balance differential equation is performed, the results of experimental studies of heating the power elements of electric locomotive's electrical circuit are presented, and thermal characteristics are determined. Based on the solution of the heat balance equation, an expression is obtained for the superheat temperature variation with time, which takes into account the dependence of the established superheat temperature and the thermal heating time constant on the performance of the fans and the power of heat losses. The developed method allows to determine the current overheating temperature of the circuit power elements due to changes in the current and performance of the fans, using for calculations only the thermal time constant of heating and the steady-state temperature at the rated current.
Keywords: power electrical equipment, thermal parameters, overheating temperature, adjustable ventilation performance control.

На электровозах принудительная вентиляция применяется для обеспечения нормальных температурных условий работы основных элементов силовой цепи (выпрямительной установки, сглаживающих реакторов, тяговых двигателей) и другого оборудования (мотор-компрессоров, резисторов, индуктивных шунтов, теплообменников трансформатора), а также для охлаждения внутренних объемов кузова в летнее время. Кроме того, принудительная вентиляция обеспечивает некоторое избыточное давление в кузове и в корпусах ТЭД с целью предотвращения проникновения пыли и влаги во время движения.

Принудительная вентиляция на электровозе служит для отвода тепла, что обеспечивает ограничение перегрева оборудования в пределах допустимых температур. Контроль перегрева может осуществляться прямыми измерениями [1] либо моделированием [2–4] на основе информации о токе и расходе охлаждающего воздуха.

Система теплового контроля СТК-1 [1] контролирует температуру электрооборудования электровоза в процессе работы и передает полученные значения в бортовую микропроцессорную систему управления. Получаемые данные прямых и косвенных измерений с достаточной точностью отражают фактическую температуру оборудования. Однако прямые измерения усложнены уровнями рабочих напряжений оборудования, необходимостью гальванической развязки измерительных цепей, а в ряде случаев практически невозможны для вращающихся узлов, например, якорей тяговых электродвигателей.

Производительность вентиляторов рассчитывается для номинальных нагрузок охлаждаемых электрических машин и аппаратов с условием непродолжительной перегрузки. При этом максимальный перегрев не превышает допустимых значений. Фактический режим движения

и электропотребления характеризуется неравномерным графиком, поэтому при токе ниже номинального для охлаждения достаточна меньшая производительность вентиляторов с их переключением на меньшую скорость вращения [5].

Возможность работы оборудования при уменьшенной производительности вентиляторов может быть оценена фактическими значениями токов в тяговой цепи и их продолжительностью для исключения перегрева. Вместе с тем пониженный расход охлаждающего воздуха является фактором энергосбережения в общем потреблении электровоза [6, 7]. Поэтому задача моделирования теплового состояния тягового оборудования электровоза на основе информации о токе в цепи тяги и производительности вентиляторов является весьма актуальной.

Моделирование перегрева оборудования

Структурная схема вентиляции силового электрооборудования представлена на рис. 1. Производительность мотор-вентилятора представляет собой функцию его частоты вращения $Q = f(n)$. Силовое оборудование массой G характеризуется площадью охлаждаемой поверхности S , коэффициентом теплоотдачи с этой поверхности α , усредненной теплоемкостью C .

Исходным выражением для моделирования перегрева оборудования является уравнение теплового баланса

$$\Theta = \Theta_0 \cdot e^{-\frac{t}{T}} + \Theta_{\infty} (1 - e^{-\frac{t}{T}}), \quad (1)$$

где Θ – текущая температура перегрева тягового оборудования;

Θ_0 – начальная температура перегрева тягового оборудования;

Θ_{∞} – установившаяся температура нагрева оборудования;

t – текущее время;

T – термическая постоянная времени нагрева оборудования.

Первое слагаемое выражения (1) представляет процесс охлаждения от перегрева Θ_0 , а второе – нагрев за счет тепловыделения в оборудовании.

Установившаяся температура перегрева оборудования пропорциональна мощности потерь от тока P и обратно пропорциональна произведению коэффициента теплоотдачи с охлаждаемой поверхности α на площадь этой поверхности S

$$\Theta_{\infty} = \frac{P}{\alpha \cdot S}. \quad (2)$$

Термическая постоянная времени пропорциональна произведению усредненной теплоемкости оборудования C на его массу G и обратно пропорциональна произведению коэффициента теплоотдачи с охлаждаемой поверхности α на площадь этой поверхности S

$$T = \frac{C \cdot G}{\alpha \cdot S}. \quad (3)$$

Тепловой расчет оборудования затруднен и требует наличия подробных конструктивных параметров и характеристик теплопередачи отдельных деталей, составляющих единую конструкцию оборудования.

Поэтому используем данные, полученные экспериментальным путем. Для номинальных режимов работы – тока тяги I_N и производительности вентиляторов Q_N – параметры установившегося режима являются паспортными номинальными характеристиками электровоза и могут быть использованы при моделировании тепловых процессов. Значения установившейся температуры перегрева, термической постоянной времени, тока, мощности потерь также обозначим индексом N : $\Theta_{\infty N}$, T_N , P_N .

На основе номинальных значений Θ и T возможно определить их величины для промежуточных режимов при вариации тока тяги, потерь активной мощности и регулирования производительности вентиляторов, используя систему относительных единиц. Введем для относительных единиц следующие обозначения:

$$T^* = \frac{T}{T_N}, \quad \Theta^* = \frac{\Theta}{\Theta_{\infty N}}, \quad I^* = \frac{I}{I_N},$$

$$P^* = \frac{P}{P_N}, \quad Q^* = \frac{Q}{Q_N}.$$

В соответствии с выражением (3) термическая постоянная времени каждого элемента схемы тяги зависит от конструктивных параметров, остающихся неизменными, и коэффициента теплоотдачи α , зависящего от скорости охлаждающего воздуха. Для номинальной термической постоянной времени коэффициент теплоотдачи примем обозначение α_N . Тогда относительная термическая постоянная времени будет равна

$$T^* = \frac{T}{T_N} = \frac{C \cdot G}{\alpha \cdot S} \cdot \frac{\alpha_N \cdot S}{C \cdot G} = \frac{\alpha_N}{\alpha}. \quad (4)$$

Коэффициент теплоотдачи с поверхности охлаждения можно выразить через скорость охлаждающего воздуха

$$\alpha = \alpha_0 (1 + k \sqrt{v}),$$

где α_0 – коэффициент теплоотдачи с поверхности, которая не обдувается;

k – коэффициент теплорассеяния;

v – скорость обдувающего воздуха.

При номинальной производительности вентиляторов скорость обдувающего воздуха обозначим v_N . Отношение коэффициентов теплоотдачи при номинальной производительности вентиляторов и в режиме промежуточных значений можно определить с учетом того, что произведение скорости движения воздушного потока на поперечное сечение канала s равно производительности вентилятора:

$$Q = v \cdot s,$$

$$\frac{\alpha_N}{\alpha} = \frac{\alpha_0 (1 + k \sqrt{v_N})}{\alpha_0 (1 + k \sqrt{v})} \approx \frac{\sqrt{v_N}}{\sqrt{v}} = \sqrt{\frac{Q_N}{Q}} = \sqrt{\frac{Q_N}{Q} \cdot \frac{s}{s}}.$$

В результате относительное значение термической постоянной времени (4) примет вид

$$T^* = \frac{1}{\sqrt{\frac{Q}{Q_N}}} = \frac{1}{\sqrt{Q^*}}. \quad (4^*)$$

В соответствии с выражением (2) установившаяся температура перегрева

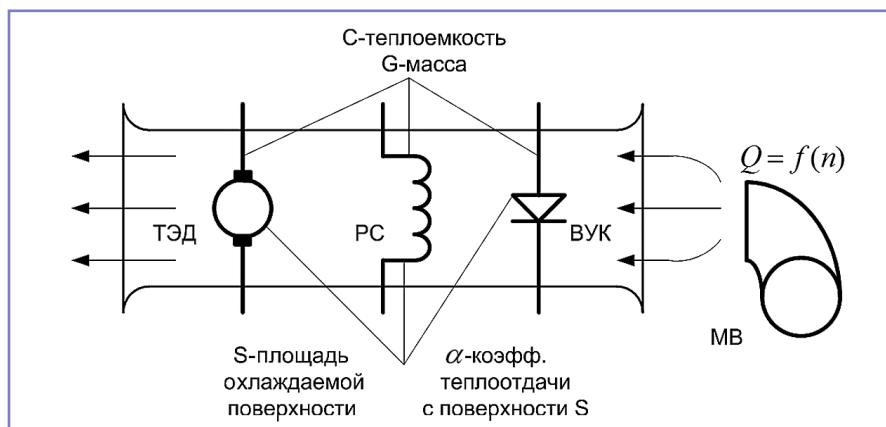


Рис. 1. Структурная схема вентиляции: МВ – мотор-вентилятор, ТЭД – тяговый электродвигатель, РС – реактор сглаживающий, ВУК – выпрямительная установка кремниевая

оборудования зависит от двух переменных величин: мощности потерь, зависящей от тока, и коэффициента теплоотдачи α , зависящего от скорости охлаждающего воздуха.

Отсюда относительное значение установившейся температуры перегрева будет равно

$$\Theta_{\infty}^* = \frac{\Theta_{\infty}}{\Theta_{\infty N}} = \frac{P \cdot S}{\alpha} \cdot \frac{\alpha_N}{P_N \cdot S} = \frac{P^*}{\sqrt{Q^*}}. \quad (5)$$

Таким образом, относительная установившаяся температура перегрева зависит от двух параметров: от относительного значения потерь мощности и от относительного значения производительности вентиляторов охлаждения.

Экспериментальные исследования

Для каждого элемента тяговой цепи электровоза на основе экспериментальных данных были определены зависимости потерь мощности от относительного тока:

$P_{Я}^* = 0,656 \cdot (I_{Я}^*)^2 + 0,224 \cdot I_{Я}^* + 0,12$ – для якоря тягового двигателя НБ-418;

$P_{П}^* = (I^*)^2$ – для полюсов (главных и дополнительных);

$P_{РС}^* = (I^*)^2$ – для сглаживающих реакторов;

$P_{ВУК}^* = I^*$ – для выпрямительной установки.

В таблице 1 приведены экспериментальные данные для элементов тяги электровоза ВЛ80С, характеризующие

номинальную термическую постоянную времени и номинальную установившуюся температуру перегрева. Результаты получены при натуральных стендовых испытаниях. Эти данные необходимы для проведения моделирования тепловых режимов при изменениях тока тяги и производительности вентиляторов.

Методика расчета текущей температуры перегрева силового оборудования

Для численных расчетов и моделирования, например, в реальном масштабе времени средствами микроконтроллера уравнение (1) можно записать с учетом расчетного шага времени Δt для определения текущей температуры $\Theta_{ТЕК}$ в конце шага

$$\Theta_{ТЕК} = \Theta_{ТЕК-1} \cdot e^{-\frac{\Delta t}{T}} + \Theta_{\infty} \cdot (1 - e^{-\frac{\Delta t}{T}}). \quad (6)$$

Для численных расчетов в последнем уравнении целесообразно выполнить замену

$$e^{-\frac{\Delta t}{T}} = 1 - \frac{\Delta t}{T},$$

тогда уравнение (6) примет вид

$$\Theta_{ТЕК} = \Theta_{ТЕК-1} - \frac{\Delta t}{T} (\Theta_{ТЕК-1} - \Theta_{\infty}).$$

Таким образом, каждый шаг вычисления использует значение термической постоянной времени, определяемой выражением

$$T = T_N \cdot T^*.$$

Переменная T^* – это относительная тепловая постоянная времени нагрева, которая учитывает влияние производительности вентиляторов на процесс нагрева и охлаждения. Одновременно используется значение установившейся температуры перегрева

$$\Theta = \Theta_N \cdot \Theta_{\infty}^*.$$

Относительное значение установившейся температуры перегрева Θ_{∞}^* вычисляется с учетом тока в тяговой цепи на момент расчета и производительности вентиляторов по выражению (5).

Каждый текущий шаг расчета использует значение температуры перегрева на предыдущем шаге $\Theta_{ТЕК-1}$.

В качестве примера приведем результаты расчета температуры перегрева якоря ТЭД при значениях тока $I_{Я}$ в диапазоне 100...830 А и различной производительности вентиляторов Q , м³/мин на основе приведенных выше формул. Результаты расчетов сведены в таблицу 2, где также указаны термические постоянные времени при различной производительности вентиляторов с указанием их синхронных частот вращения.

На рис. 2 представлены графики, построенные по результатам расчетов зависимости температуры перегрева от производительности вентиляторов. Горизонтальной линией «Доп» показана максимально допустимая температура перегрева, равная 120°C. Класс изоляции обмотки якоря F (+140°C).

Из диаграммы следует, что при ступенчатом регулировании скорости вращения вентиляторов, например, равной 40 м³/мин, ток якоря ТЭД не должен превышать 500 А в длительном режиме. Учитывая продолжительность процесса нагрева элементов тяговой цепи, можно допустить и значительно больший ток, но тогда следует моделировать в реальном времени текущую температуру перегрева и при

Таблица 1. Экспериментальные данные для элементов схемы тяги электровоза ВЛ80С, характеризующие номинальную термическую постоянную времени и номинальную установившуюся температуру перегрева

Вид оборудования	Температура перегрева номинальная, $\Theta_{\infty N}$, °C	Термическая постоянная времени, номинальная T_N , мин
Якорь ТЭД	120	23
Главные полюса ТЭД	135	54
Дополнительные полюса ТЭД	100	36
РС	50	4,5
ВУК	40	3,5

Таблица 2. Результаты расчета температуры перегрева якоря ТЭД при значениях тока $I_{Я}$ в диапазоне 100...830 А и различной производительности вентиляторов

Q м ³ /мин (частота)	$T_{\text{Мин}}$ расчет	$T_{\text{Мин}}$ опыт	$I_{Я} = 100$ А	$I_{Я} = 200$ А	$I_{Я} = 400$ А	$I_{Я} = 500$ А	$I_{Я} = 600$ А	$I_{Я} = 700$ А	$I_{Я} = 830$ А
			θ_{∞} , °C	θ_{∞} , °C	θ_{∞} , °C	θ_{∞} , °C	θ_{∞} , °C	θ_{∞} , °C	θ_{∞} , °C
105 (50 Гц)	23	23	19	25	46	59	75	94	120
52,5 (25 Гц)	32	30	27	36	65	84	106	132	170
35 (16,66 Гц)	39	36	33	44	79	102	130	161	208
17,5 (8,33 Гц)	54	48	46	62	112	145	184	228	294

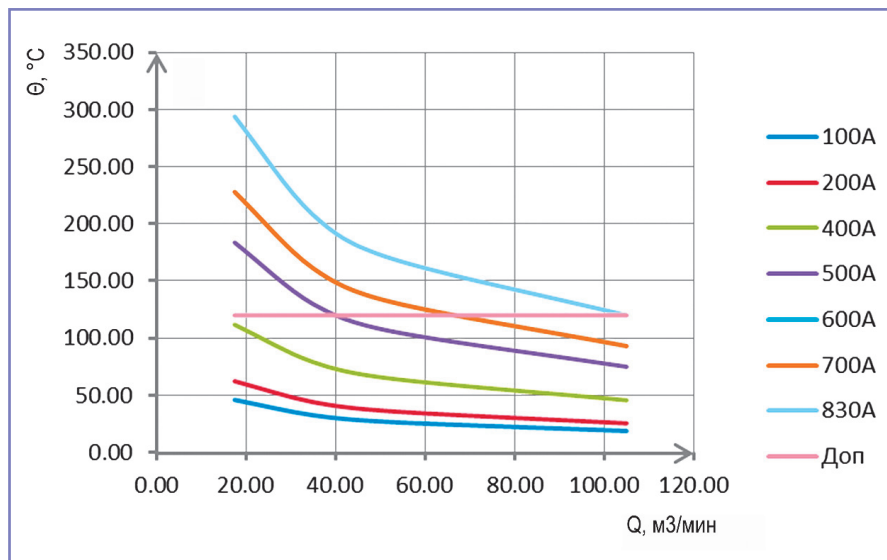


Рис. 2. Зависимость установившейся температуры перегрева якоря от производительности вентиляторов при различных токах ТЭД

необходимости переключать вентиляторы на работу с повышенной производительностью. Такой алгоритм был использован в энергосберегающей системе вентиляции САУВ для электровозов серии ВЛ80 [8–10].

Изменение термической постоянной времени нагрева от производительности вентиляторов показано на рис. 3. По результатам, представленным на этом рисунке, можно определить значение термической постоянной времени для текущего режима вентиляции и использовать это значение в расчетах по уравнению (6).

Аналогичный подход к расчету тепловых режимов можно использовать и для других типов тяговых электродвигателей (например, асинхронных) и при использовании вспомогательного привода с регулируемой скоростью вращения, имеющего обратную связь.

Выводы

1. При моделировании тепловых режимов элементов тяговой цепи электровоза на основе уравнения теплового баланса целесообразно термическую постоянную времени нагрева рассчитывать с учетом фактической производительности вентиляторов охлаждения, а установившуюся температуру перегрева – с учетом мощности тепловыделения, зависящего от тока и потерь тепла, обусловленных производительностью вентиляторов.

2. В расчетах рационально использовать относительные единицы установившейся температуры перегрева, тока, термической постоянной времени перегрева и производительности вентиляторов, полученные приведением к их номинальным значениям. Это устраняет необходимость проводить громоздкие

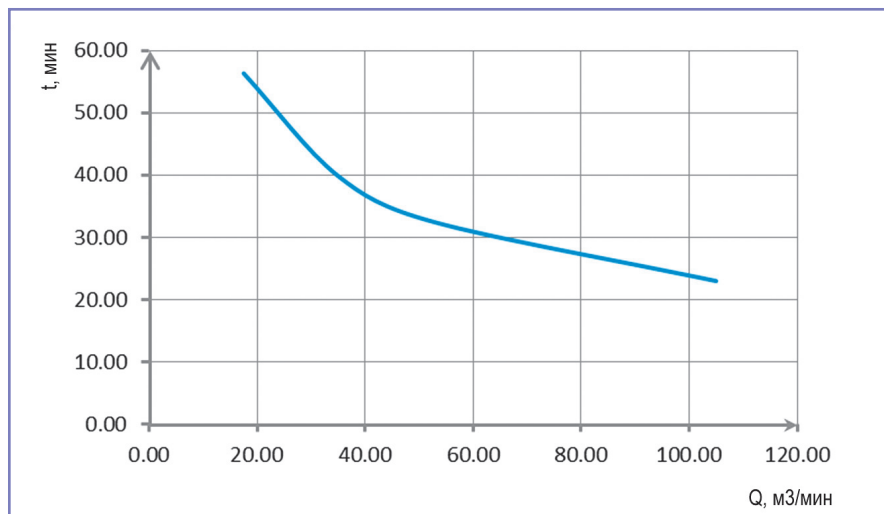


Рис. 3. Зависимость термической постоянной времени нагрева от производительности вентиляторов

тепловые и аэродинамические вычисления на базе конструктивных параметров оборудования.

3. Необходимым и достаточным расчетным условием являются номинальные значения установившейся температуры перегрева при номинальном токе и термической постоянной времени перегрева, а также производительность вентиляторов при номинальной скорости вращения.

4. Предлагаемая методика позволяет моделировать текущую температуру перегрева по значениям тока и производительности вентиляторов, зависящей от их скорости вращения.

5. В случае перегрева тягового электрооборудования в допустимых пределах целесообразно переходить на пониженную скорость вращения вентиляторов.

Литература

1. Система температурного контроля силового оборудования электровозов «СТК-1». Руководство по эксплуатации // Ростов-на-Дону, НПП «Сармат», 2009. – 56 с.
2. Чернохлебов В.Е. Контроль теплового состояния силового электрооборудования магистральных электровозов / В.Е. Чернохлебов, В.А. Завалко, В.Н. Памалюк // Изв. вузов. Электромеханика, 1986, № 5. – С. 87–93.
3. Аганов Р.А. Методика теплового расчета обмотки якоря тягового электродвигателя электропоездов и непрерывный контроль температуры якоря с помощью контактного датчика / Р.А. Аганов, В.В. Михайлов // Вестник РГУПС, 2012, № 2. – С. 48–52.
4. Платов Н.А. Разработка эквивалентной тепловой схемы замещения якоря тягового электродвигателя на основе блочной структуры // Электроника и электрооборудование транспорта, 2008, № 2. – С. 6–8.
5. Орленко А.И. Энергосбережение в цепях вспомогательных машин электровозов переменного тока на основе ступенчатого управления производительностью вентиляторов. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук // Иркутск, Иргупс, 2004. – 189 с.
6. Скогорев И.В. Повышение надежности и экономической эффективности электровозов за счет рационализации систем охлаждения / И.В. Скогорев // Изв. вузов. Электромеханика, 1986, № 5. – С. 94–99.
7. Ребрик Б.Н. Снижение расхода энергии на вентиляцию оборудования электровозов / Ребрик Б.Н., Нестеров А.М. // Локомотив, 1996, № 3. – С. 23–25.
8. Михайловский В.Н. Система САУВ для электровоза ВЛ80С / В.Н. Михайловский, В.Ф. Исачев и др. // Локомотив, 2003, № 10. – С. 25–29.

9. Михайловский В.Н. Автоматизированное регулирование скорости мотор-вентиляторов / В.Н. Михайловский, В.Е. Чернохлебов, Б.Я. Кожевников и др. // Железнодорожный транспорт, 2005, № 9. – С. 25–29.

10. Система автоматизированного регулирования частоты вращения вентилятора электровоза переменного тока: патент 2295461 от 09.09.2005 г. / М.Д. Рабинович, Б.Я. Кожевников, В.Н. Михайловский, В.Е. Чернохлебов; опубл. 20.03.2007. Бюл. № 8.

Зарифьян Александр Александрович

Родился в 1951 году. В 1973 году окончил Московский государственный университет им. М.В. Ломоносова по специальности «Механика». Доктор технических наук, профессор. В 1997 году защитил диссертацию по теме «Прогнозирование переходных режимов в электромеханической системе электровоза». Опыт работы – 45 лет. В настоящее время работает профессором кафедры «Тяговый подвижной состав» ФГБОУ ВО «Ростовский государственный университет путей сообщения». Имеет более 200 научных трудов.

Михайлов Владимир Владимирович

Родился в 1953 году. В 1976 году окончил Новочеркасский политехнический институт (НПИ) по специальности «Электрификация и автоматизация горных работ». Кандидат технических наук. В 1984 году защитил диссертацию по теме «Разработка и исследования устройств управления токоограничивающими выключателями». Опыт работы – 42 года. В настоящее время работает доцентом кафедры «Электроснабжение и электропривод» ФГБОУ ВО «Южно-Российский государственный политехнический университет (НПИ) имени М.И. Платова». Имеет 103 публикации,

в том числе 44 патента, 4 свидетельства о регистрации программы для ЭВМ.

Мустафин Адель Шамильевич

Родился в 1981 году. Окончил Ростовский государственный университет путей сообщения (РГУПС) по специальности «Инженер путей сообщения – электромеханик» (2003) и Северо-Кавказскую академию государственной службы по специальности «Юриспруденция» (2009). Опыт работы – 42 года. В настоящее время работает директором Ростовского-на-Дону электровозоремонтного завода – филиала АО «Желдорремаш». Имеет 3 научные публикации.

Тептиков Николай Романович

Родился в 1946 году. В 1969 году окончил Ростовский институт инженеров железнодорожного транспорта (РИИЖТ) по специальности «Инженер-электромеханик». Кандидат технических наук, доцент. В 1977 году защитил диссертацию по теме «Обнаружение повреждений в линиях автоблокировки железнодорожного транспорта». Опыт работы – 48 лет. В настоящее время работает доцентом кафедры «Тяговый подвижной состав» ФГБОУ ВО «Ростовский государственный университет путей сообщения». Имеет более 100 научных публикаций.

Zaryfyan Alexander

Was born in 1951. In 1973 he graduated from Moscow State University named after M.V. Lomonosov with a degree in mechanics. Doctor of engineering sciences, professor. In 1997 he defended his thesis on the topic "Prediction of transient modes in an electromechanical locomotive system". Has 45 years of working experience. At present he is a professor at "Traction vehicle" department at FSBEI of HE "Rostov State

University of Communications". Has more than 200 scientific publications.

Mikhailov Vladimir

Was born in 1953. In 1976 he graduated from Novocherkassk Polytechnic Institute (NPI) with a degree in "Electrification and automation of mining works". Candidate of engineering sciences. In 1984 he defended his thesis on the topic "Development and research of control devices for current-limiting switches". Has 42 years of working experience. At present he is an associate professor of the Department "Power supply and electric drive FGBOU VO "South-Russian State Polytechnic University (NPI) named after M.I. Platov". Has 103 scientific publications, including 44 patents, 4 computer software registration certificates.

Mustafin Adel

Was born in 1981. He graduated from Rostov State Transport University (RSTU) with a degree in "Railway engineer – electromechanician" (2003) and North Caucasus Academy of Public Administration with a degree in jurisprudence (2009). Has 42 years of working experience. At present he is a director of Rostov-on-Don Electric Locomotive Repair Plant – branch of "Zheldorremash" JSC. Has 3 scientific publications.

Teptikov Nikolay

Was born in 1946. In 1969 he graduated from Rostov Institute of Railway Engineers (RIRE) with a degree in "Electrical Engineer". Candidate of engineering sciences, associate professor. In 1977 he defended his thesis on the topic "Damage detection in lines of autoblocking of railway transport". Has 48 years of working experience. At present he is an associate professor of the "Traction vehicle" department at FSBEI of HE "Rostov State University of Communications". Has more than 100 scientific publications.

Анализ работы высоковольтных линий автоблокировки и устройств связи магистральных железных дорог в грозовой период

// Analysis of insulation work of high-voltage lines of automatic blocking trunk railway in the thunderstorm period //

Косарев А.Б., д.т.н., профессор,
АО «ВНИИЖТ», Москва

Косарев Б.И., д.т.н., профессор,
РУТ (МИИТ), Москва

Установлено, что наиболее весомыми факторами, влияющими на работу изоляции высоковольтных линий автоблокировки в грозовой период, являются: коммутационные, в том числе грозовые перенапряжения в рельсовом пути при его использовании в качестве естественного заземлителя; разряды токов молнии в высоковольтные линии автоблокировки; заземление на рельсовый путь фазы С комплектной трансформаторной подстанции при ее питании от системы «два провода – рельс». Обоснована система грозозащиты и заземления высоковольтных и низковольтных устройств автоблокировки на сигнальной точке, удовлетворяющая требованиям нормативных документов. Принципиальным отличием предложенной схемы от известных является отказ от использования рельсового пути в качестве естественного заземления для подключения грозозащитных устройств.

Ключевые слова: коммутационные перенапряжения, ЛЭП автоблокировки, ток молнии, сигнальная установка.

Анализ факторов, влияющих на работоспособность устройств связи, проведен в работе методами экспертного анализа. В практических задачах экспертного оценивания современных многокритериальных объектов достаточно сложно подобрать большую группу экспертов широкой квалификации, каждый из которых способен оценить и проранжировать все показатели, характеризующие объект. В таких случаях приходится привлекать группы экспертов различной специализации, члены которых могут оценить и проранжировать только часть общего числа показателей анализируемого объекта.

It has been established that the most significant factors affecting the work of isolating high-voltage autoblocking lines during a thunderstorm period are: switching, incl. and thunderstorm, overvoltages in the rail track when it is used as a natural earthing switch; discharges of lightning currents into high-voltage lines of automatic blocking; grounding on the track of the phase C of the complete transformer substation with its supply from the system "two wir – rails". The system of lightning protection and grounding of high-voltage and low-voltage auto-locking devices at a signal point that satisfies the requirements of regulatory documents is grounded. The principal difference between the proposed scheme and the known ones is the refusal to use the rail track as a natural ground for connection of lightning protection devices.

Keywords: switching overvoltage, power line of automatic blocking, lightning current, signal installation.

Для учета таких ограничений и повышения чувствительности анализа целесообразно проводить экспертное оценивание показателей с использованием так называемых сбалансированных планов типа ВВВ-схем с параметрами v, b, r, k, λ , которые обеспечивают оценку и сравнение показателей объекта с одинаковой точностью. Используя ВВВ-схему для оценки общего числа v показателей, команда из b экспертов разбивается на r групп, в каждой из которых по k членов, и каждый из членов такой группы может оценивать только k показателей; причем каждая пара элементов (показателей) совместно встречается в плане одинаковое число раз λ . Каталоги

таких планов типа ВВВ-схем и методы анализа их результатов подробно описаны в [1].

В работе использован план типа ВВВ-схемы с параметрами $v = 9, b = 12, r = 4, k = 3, \lambda = 1$ для выявления экспертным способом основных из $v = 9$ показателей, влияющих на работоспособность устройств связи.

Эксперты были разбиты на четыре группы (реплики) по три человека, и каждый эксперт мог оценивать только $k = 3$ фактора по степени его влияния на работоспособность устройств связи.

Особенность использованного сбалансированного плана эксперимента состоит в том, что каждая пара вариантов (факторов) встречается в плане одно и то же число раз λ (в данном случае $\lambda = 1$). Поэтому точность сравнения оцениваемых эффектов факторов одинакова. Рандомизация эксперимента осуществлялась путем случайного распределения экспертов по блокам и внутри каждого из четырех групп порядка оценки ими факторов в каждом блоке.

Модель для описания результатов подобного эксперимента имеет вид [1]

$$y_{ij} = \mu + \tau_i + \beta_j + \varepsilon_{ij},$$

где y_{ij} – результат i -го наблюдения в j -м блоке; τ_i – эффект влияния i -го фактора; β_j – эффект влияния j -го блока (эксперта); ε_{ij} – случайная ошибка с распределением $N(0, \sigma_\varepsilon)$.

При использовании статистического анализа сбалансированных квадратных решеток установлено, что наиболее весомыми факторами являются:

- коммутационные, в том числе грозовые перенапряжения в рельсовом пути при его использовании в качестве естественного заземлителя;
- разряды токов молнии в высоковольтные линии автоблокировки;
- заземление на рельсовый путь фазы С комплектной трансформаторной подстанции при ее питании от системы «два провода – рельсы».

Расчетная схема замещения для исследования в импульсных режимах напряжений рельсы – земля имеет вид цепи с распределенными параметрами типа R, L, g и C , принятыми постоянными по длине рельсового пути [2].

Для решения поставленной задачи возьмем в качестве расчетного тока молнии частный случай стандартной волны, описанной в работе [3]. Указанный импульс может быть представлен как разность двух бесконечных косоугольных импульсов, сдвинутых относительно друг друга на время длительности фронта t_ϕ .

Пусть $i(t) = t$. Тогда изображение импульса напряжения рельсы – земля на расстоянии x от места ввода тока имеет вид [2]

$$U(p; x) = \frac{1}{2} \frac{z_b(p)}{p^2} \exp[-\gamma(p)x],$$

где $z_b(p)$; $\gamma(p)$ – операторные выражения волнового сопротивления и коэффициента распространения рельсового пути; p – оператор Лапласа.

В связи с тем, что полное сопротивление контура рельсы – земля зависит от частоты [2], сведем вычисление обратного преобразования Лапласа к обратному преобразованию Фурье. Установлено, что

$$u(t; x) = z_x(0)t + \frac{2}{\pi} \int_0^\infty \frac{\sin \omega t}{\omega^2} S_x(\omega) d\omega, \quad (1)$$

где $S_x(\omega) = \text{Im}[z_x(j\omega)]$ – нечетная функция входного сопротивления рельсового пути относительно удаленной земли.

Полученные результаты о мгновенных значениях напряжений рельсы – земля в импульсном режиме позволяют предложить расчетную схему замещения в виде пассивного двухполюсника типа RL [2].

Прямые удары молнии в контактную сеть или в землю в ее окрестностях вызывают перенапряжения, достаточные для перекрытия изоляции нашедших применение самонесущих изолированных проводов (СИП) высоковольтных линий автоблокировки.

Грозовые перенапряжения на СИП ЛЭП при их расположении на опорах контактной сети возникают по ряду причин. Основные из них следующие [2]:

- вынос напряжения рельсовый путь – земля на изоляцию ЛЭП при разряде тока молнии в контактную сеть;
- прямой удар тока молнии в провод (чаще всего в крайний с полевой стороны) ЛЭП;
- перенапряжения на изоляции ЛЭП при разряде тока молнии в землю, то есть вблизи электрифицированного участка.

Обозначим через N_L среднее число ударов молнии в контактную сеть протяженностью 100 км. Тогда число опасных разрядов молнии в воздушные провода ЛЭП [5, 6] равно

$$\beta = K_{on} \cdot N_L \cdot l_n \cdot p_2, \quad (1)$$

где p_2 – вероятность возникновения обратного перекрытия изоляции ЛЭП напряжениями рельсы – земля при разряде тока молнии в контактную сеть (формулы для расчета этой вероятности приведены в [5, 6]).

Основным параметром, характеризующим эффективность грозозащиты ЛЭП, является импульсное сопротивление Z_u , определяемое как отношение мгновенных значений потенциала на заземлителе к протекающему через него току

$$Z_u = \frac{\varphi(t)}{i(t)}. \quad (2)$$

Применительно к однопутному участку с доверительной вероятностью, равной 0,95, интервал изменения импульсного сопротивления рельсового пути равен $Z_u = [2,5-10]$ Ом.

При расчете числа лет безаварийной работы ЛЭП учтем следующее: ЛЭП располагается на металлических кронштейнах и подвешивается на изоляторах уровня напряжения 35 кВ.

Установлено, что при максимальном значении тока молнии $I_M = 30$ кА вероятности возникновения обратного перекрытия при ударе молнии в вершину опоры, заземленную на нулевую точку путевого дроссель-трансформатора однопутного участка, не превышает величины $p_2 = 0,012$. При среднем числе ударов молнии в контактную сеть протяженностью 100 км, равном 30, среднее число ударов молнии в контактную сеть $N_L = 0,08 \cdot 8,5 \cdot 30 = 20$. Таким образом, среднее число возникновения опасных разрядов тока молнии в контактную сеть, вызывающих перекрытия изоляции СИП ЛЭП 10 кВ напряжениями рельсы – земля, равно одному в пять лет.

Оценим работу изоляции высоковольтных линий автоблокировки при разряде тока молнии непосредственно в провода линии.

Линия длиной L принимает на себя разряды в среднем с площади $S = 8hL$, где h – средняя высота подвеса провода. В России число поражений одного квадратного километра земной поверхности в один грозовой день в среднем равно 0,1. Следовательно, среднее число прямых ударов молнии в один грозовой

день в линию длиной 100 км составит $N_L = 0,08h$.

Из N разрядов в тяговую сеть основная масса поражает контактную сеть, однако имеется некоторая вероятность и непосредственного поражения ЛЭП. Вероятность этого события P_{np} определяется по формуле [6]

$$P_{np} = 10^{\frac{\alpha \sqrt{h}}{90} - 4}, \quad (3)$$

где α – угол защиты, образованный вертикалью, проходящей через усиливающий провод системы тягового электроснабжения, и линией, соединяющей усиливающий провод с проводом ЛЭП. Применительно к геометрическому расположению провода ЛЭП и усиливающего провода на опоре контактной сети $\alpha = \frac{\pi}{4} = 45^\circ$. В частности, при $h = 8,5$ м

$$P_{np} = 10^{\frac{45\sqrt{8,5}}{90} - 4} = 10^{-2,55} = \frac{1}{354} = 0,003.$$

Следовательно, применительно к ЛЭП при ее расположении на опорах контактной сети число разрядов тока молнии непосредственно в провод ЛЭП составит $n_{np} = P_{np} \cdot N_L$.

При каждом прямом ударе молнии в ЛЭП вероятность перекрытия изоляции существенно выше, чем вероятность перекрытия ее изоляции напряжением рельсовый путь – земля. Пробивное напряжение изоляции контактной сети появляется с некоторым запаздыванием, а проведенная без учета запаздывания оценка эффективности грозозащиты контактной сети, ЛЭП дает заниженный результат.

Известно, что амплитуда тока молнии зависит от сопротивления растекания заземлителя R_z , через которое проходит разряд. Если z_M – волновое сопротивление канала тока молнии ($z_M \gg 300$ Ом [5,7]), а I_M – максимальное значение импульса тока молнии, то расчетное значение I_{MP} тока молнии, втекающего в заземлитель, равно

$$I_{MP} = I_M \frac{z_M}{z_M + 0,5z_g} \cong \\ \cong I_M \frac{300}{300 + 0,5 \cdot 200} = \frac{3}{4} I_M.$$

При падении волны тока молнии на ЛЭП происходит преломление волны, сопровождающееся растеканием тока по проводам в обе стороны от точки разряда. Амплитуда преломленных волн равна

$$I_{M1} = I_{MP} \frac{z_M}{z_M + 0,5z_g} \cong \frac{3}{4} I_M \cdot \frac{300}{300 + 2 \cdot 200} = \\ = \frac{9}{16} I_M \cong 0,5625 I_M.$$

Ток, протекающий по ЛЭП (в результате разряда молнии) непосредственно вблизи точки разряда, аппроксимируем выражением [2]

$$i = I_{m1} \cdot e^{-\alpha t} \cdot \sin \omega t. \quad (4)$$

Параметры α и ω определяются по методике, изложенной в [2].

Пусть l_1 – расстояние от опоры до места втекания тока молнии в ЛЭП, v – скорость распространения электромагнитной волны ($v \gg 200,220$) м/мкс [7]. Тогда напряжение на изоляции опоры (в интервале времени от прихода к опоре волны напряжения до момента пробоя изоляции) описывается выражением

$$u_{on} = I_{m1} \cdot e^{-\alpha \left(t - \frac{l_1}{v} \right)} \cdot \sin \left[\omega \left(t - \frac{l_1}{v} \right) \right] \cdot z_b.$$

Будем считать, что изоляция пробивается через время $t_3 \approx 0,05 \div 0,075$ мкс. После достижения напряжением на изоляции опоры величины, соответствующей 50-процентному импульсному разрядному напряжению изоляции ($U_{50\%}$), время t' , за которое пришедшее на опору напряжение U_{on} достигает величины $U_{50\%}$, находится из соотношения

$$U_{50\%} = I_{m1} \cdot z_b \cdot e^{-\alpha \left(t' - \frac{l_1}{v} \right)} \cdot \sin \left[\omega \left(t' - \frac{l_1}{v} \right) \right].$$

Общее время t_{np} с момента разряда молнии до момента пробоя изоляции на опоре с незначительной погрешностью равно

$$t_{np} = \frac{l_1}{v} - \frac{1}{\alpha} \cdot \ln \frac{U_{50\%}}{I_{m1} \cdot z_b} + t_3.$$

Вероятность p_2 определяется вероятностью возникновения молнии с током, превышающим $I_M = \frac{U_{50\%}}{112,5}$, и рассчитывается по формуле [5, 6]

$$p_2 = e^{-\frac{U_{50\%}}{2936,2}} = 0,9.$$

Так, применительно к ЛЭП 10 кВ при протяженности линии $l=100$ км

$$N_{cun} = 100 \cdot 0,051 \cdot 30 \cdot p_2 p_{np} = 100 \cdot 0,051 \cdot 30 \cdot 0,9 \cdot 0,003 = 0,062.$$

Для СИП ЛЭП 10 кВ удельное число отключений, обусловленных прямым разрядом непосредственно в крайнюю фазу, рассчитывается по формуле

$$n = 1,8 h_0 \cdot e^{-\frac{U_{50\%}}{2936}} \cdot p_{np} = 0,046 \cdot e^{-\frac{U_{50\%}}{2936}}.$$

Окончательно удельное число отключений СИП ЛЭП 10 кВ получается равным $n = 0,043$. Следовательно, число отключений СИП ЛЭП 10 кВ при прямом ударе молнии в крайнюю фазу ЛЭП незначительно.

Проанализируем перенапряжения в ЛЭП, возникающие при разряде молнии в землю, произошедшем в окрестностях контактной сети.

При развернутой длине участка $l = 100$ км и $n = 30$ число ударов молнии в землю, при которых в ЛЭП индуцируются перенапряжения, превышающие $U_{50\%t}$ равно [6]

$$N_3 = \frac{4700}{U_{50\%}} e^{-\frac{U_{50\%}}{260}}.$$

Так, для СИП ЛЭП 10 кВ при $U_{50\%} = 275$ кВ $N_3 \approx 6$ ударов в год.

Полученное значение числа перекрытий СИП ВЛ 10 кВ при разряде токов в землю существенно превышает число возможных отключений линии как при прямом разряде тока молнии в СИП ВЛ 10 кВ, так и напряжениями рельсовый путь – земля при стекании тока молнии с рельсового пути в случае разряда в контактную сеть.

Защита высоковольтных и низковольтных устройств автоблокировки на сигнальной точке

Проблема обеспечения электромагнитной совместимости устройств связи и автоблокировки весьма актуальна. Анализ статистических данных показывает, что довольно часто возникает пробой изоляции кабелей связи в грозовой период [2].

Отметим, что использование для канализации тока молнии свободных жил кабеля связи повышает надежность работы системы. Однако эффективность этой системы недостаточна.

Ниже предлагается система грозозащиты, заземления высоковольтных и низковольтных устройств автоблокировки на сигнальной точке, удовлетворяющая требованиям нормативных документов [9]. Принципиальным отличием схемы, представленной на рис. 1, от известных является отказ от использования рельсового пути в качестве естественного заземления для подключения грозозащитных устройств.

Согласно [9, 10] при обосновании схемы защиты высоковольтных и низковольтных устройств автоблокировки необходимо выполнить ряд требований. К ним относятся необходимость обеспечения надежной работы рельсовых цепей и исключение появления в электроустановках связи перенапряжений, превышающих допустимый уровень по исключению пробоя изоляции низковольтных сетей и аппаратов. В качестве расчетных режимов принимаются короткие замыкания в тяговых сетях и разряды токов молнии в контактную сеть, воздушные провода высоковольтных линий (ЛЭП) автоблокировки.

При внедрении системы заземления и грозозащиты устройств автоблокировки напряжением до и свыше 1000 В на сигнальной точке должны быть обеспечены условия электробезопасности.

Перечисленные требования выполняются, если в основу создания системы

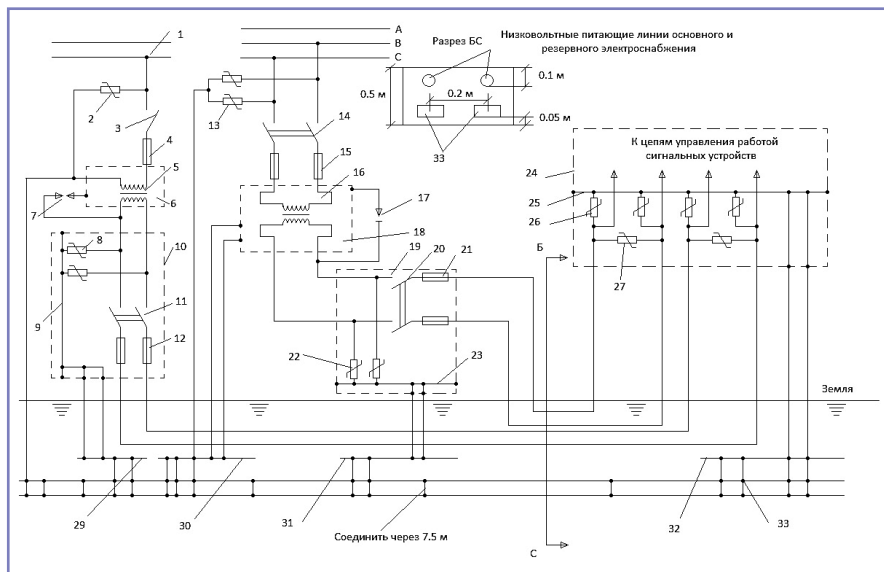


Рис. 1. Предлагаемая схема защиты высоковольтных и низковольтных устройств автоблокировки на сигнальной установке (приведенные на рисунке обозначения указаны в [9])

заземления и грозозащиты устройств автоблокировки на сигнальной точке положить ряд принципов. Первым из них является создание эквипотенциальных условий в зонах расположения электроустановок связи и нахождения обслуживающего их персонала. Вторым принципом, положенным в обоснование системы заземления, грозозащиты электроустановок автоблокировки напряжением до и свыше 1000 В, является снижение импульсных перенапряжений за счет использования заземляющих устройств, сопротивление растеканию которых не превышает нормируемого значения [9, 11].

Для защиты линейного трансформатора типа ОМ от внешних коммутационных перенапряжений на той же опоре, где смонтирован однофазный трансформатор, устанавливаются два высоковольтных ОПН, которые присоединяются к тем же проводам линии, что и трансформатор типа ОМ.

Заземление ОПН осуществляется на заземляющее устройство (ЗУ). ЗУ выполнено в виде параллельно включенных выравнивающих контуров (заземляющих сеток – ЗС) и двух расположенных в земле стальных полос. Заземляющие сетки выполняются с числом ячеек на стороне не более двух. Сопротивление растеканию ЗС не нормируется. Глубина заложения ЗС колеблется в узких пределах (0,3–0,4 м). ЗС посредством двух металлических полос при необходимости вблизи расположения кабельного ящика присоединяются к искусственному заземлителю. Корпус релейного шкафа заземляется на металлические полосы. Использовать металлический корпус РШ для заземления грозозащитных разрядников, находящихся в РШ, не разрешается.

Низковольтные разрядники типа ОПН включаются до автоматического выключателя типа АВ 10/2 и располагаются в кабельном ящике.

Защитное и рабочее заземление, к которому подключены с высокой и низкой стороны грозозащитные разрядники, соединены с искусственным заземлителем, выполненным в виде заземляющей сетки. Назначение заземляющей сетки – обеспечить условия электробезопасности персонала за счет снижения коэффициента прикосновения [10].

Во избежание повреждения кабелей при коротком замыкании в тяговой сети напряжениями рельсы – земля металлическая оболочка и броня кабеля должны быть надежно изолированы от корпуса релейного шкафа (мачты светофора)

изолирующими втулками и прокладками. Сигнальные кабели с неметаллической оболочкой следует изолировать с помощью снятия бронеленты [11].

Защита устройств электрической централизации от коммутационных перенапряжений

Нормативная база по системам защиты от грозовых и коммутационных перенапряжений для сетей электроснабжения напряжением до 1000 В в настоящее время разработана недостаточно.

В ПУЭ (7-е изд., п. 7.1.22) содержится следующее требование: «...При воздушном вводе должны устанавливаться ограничители импульсных перенапряжений».

Технически комитетом ТС-81 «Lightning protection – молниезащита» международной электротехнической комиссии МЭК разработаны стандарты, определяющие принципы защиты от волновых перенапряжений зданий и сооружений различного назначения – IEC-62305-1-2-3-2006-01, вступивших в действие в январе 2006 года. В данных стандартах принята концепция

зонавой защиты, основанной на делении объекта на условные защитные зоны и применении специальных устройств защиты от перенапряжений.

В России устройство системы грозозащиты регламентируется Инструкцией по устройству молниезащиты зданий, сооружений и промышленных коммуникаций, внесенной в реестр действующих в электроэнергетике нормативно-технических документов в соответствии с приказом РАО «ЕЭС России» № 422 от 14.08.2003 под номером СО-153-34.21.122-2003 взамен Инструкции по устройству молниезащиты зданий и сооружений РД 34.21.122-87.

Для защиты потребителей от перенапряжений, возникающих при стекании токов молнии с заземлителя или при возникновении волны перенапряжения по питающей сети, применяют устройства защиты от перенапряжений (УЗП).

В России стандартом ГОСТ Р 51992-2002 (МЭК 61643-1-98) регламентирована трехступенчатая зонная схема установки УЗП. Классы УЗП для низковольтных электрических сетей, методики их испытаний и принципы применения приведены

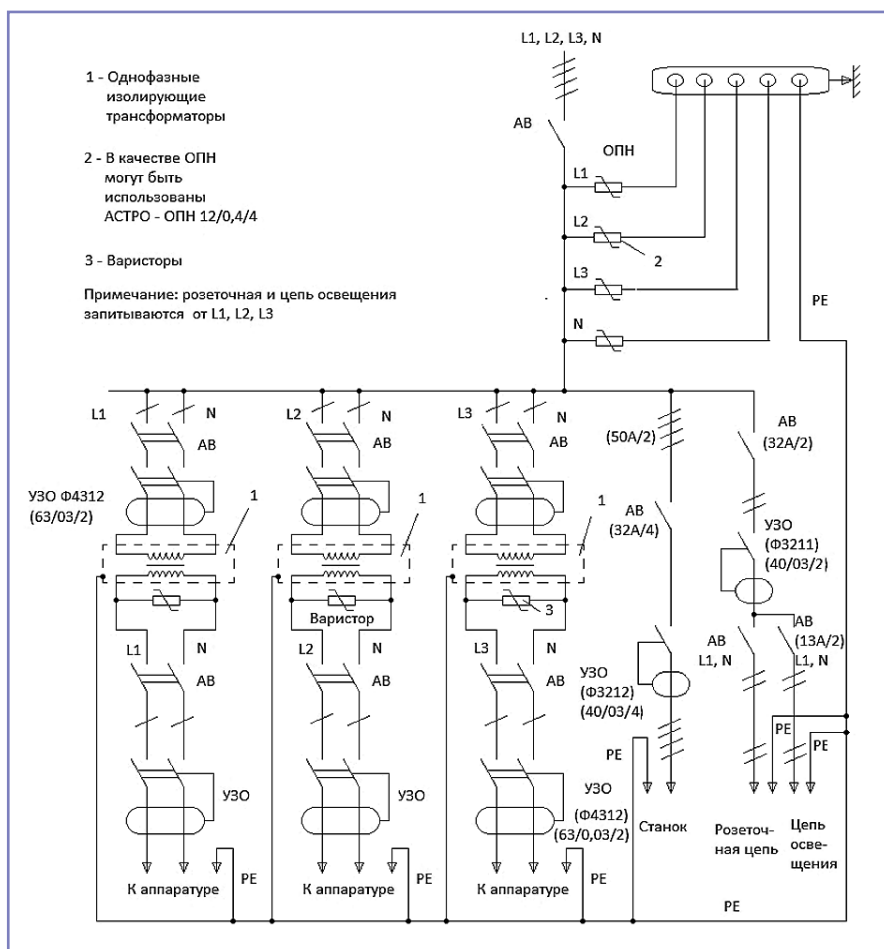


Рис. 2. Схема защиты силовой цепи напряжением 380/220 В на посту ЭЦ при однофазных изолирующих трансформаторах

в стандарте МЭК 61643–12 (2002). Данные документы устанавливают классы УЗП I, II и III, в зависимости от места установки и способности пропускать различные импульсные токи. Тип УЗП и схема их установки выбираются на основе оценки риска прямого удара молнии или уровня наводок от удаленного разряда. Перечисленным выше требованиям обеспечения электромагнитной совместимости системы тягового электроснабжения переменного тока и устройств электрической централизации и ключевой зависимости стрелок и сигналов удовлетворяет схема, представленная на рис. 2 (при однофазных изолирующих трансформаторах).

Отсутствие металлической связи между рельсами и заземлителем поста ЭЦ практически исключает протекание тяговых токов по его кабельным линиям.

При разряде токов молнии в воздушные провода системы электроснабжения нетяговых потребителей (система электроснабжения ДПР, ДПИЗ, ВЛ 10 кВ и т.д.) срабатывают грозозащитные устройства трансформаторных подстанций, а также ОПН, расположенные непосредственно на входе здания ЭЦ.

Предложенная система грозозащиты и заземления постов ЭЦ решает проблему электро- и пожаробезопасности. Сказанное достигается внедрением для питания постов ЭЦ системы TN-C-S с установкой устройств защитного отключения (УЗО).

Возникающие в электроустановках постов ЭЦ короткие замыкания надежно отключаются соответствующими автоматическими выключателями.

Выводы

Число перекрытий СИП ЛЭП 10 кВ при разряде токов в землю вблизи рельсового пути существенно превышает число возможных отключений линии как при прямом разряде тока молнии в СИП ЛЭП 10 кВ при их расположении на опорах контактной сети, так и напряжениями рельсовый путь – земля при разряде в контактную сеть.

Обоснована система грозозащиты и заземления высоковольтных

и низковольтных устройств автоблокировки на сигнальной точке, постов ЭЦ. Принципиальным отличием предложенной схемы от известных является отказ от использования рельсового пути в качестве естественного заземления для подключения грозозащитных устройств.

Литература

1. Маркова Е.В., Лисенков А.Н. Планирование эксперимента в условиях неоднородностей. – М.: Наука, 1973. – 220 с.
2. Косарев А.Б. Основы теории электромагнитной совместимости систем тягового электроснабжения переменного тока. – М: Интекст, 2004. – 272 с.
3. Рябкова Е.Я. Заземление в установках высокого напряжения. – М.: Энергия, 1978. – 224 с.
4. Косарев А.Б., Косарев Б.И., Сербиненко Д.В. Электромагнитные процессы в системах энергоснабжения железных дорог переменного тока. – М.: ООО «ВМГ-Принт», 2015. – 348 с.
5. Долгинов А.И. Техника высоких напряжений в электроэнергетике. – М.: Энергия, 1968. – 464 с.
6. Разевиг Д.В. Атмосферные перенапряжения на линиях связи. – М.: ГЭИ, 1959. – 369 с.
7. Радченко В.Д. Техника высоких напряжений. – М.: Наука, 1976. – 467 с.
8. Косарев А.Б., Косарев Б.И. Электромагнитная совместимость устройств электропитания систем железнодорожной автоматики с тяговыми сетями. – М.: ВИНТИ. Транспорт. Наука, техника, управление, 2004, № 7. – 31–34 с.
9. Руководящие указания по защите от перенапряжений устройств СЦБ. – М.: Транспорт, 1990. – 64 с.
10. Косарев А.Б., Косарев Б.И. Основы электромагнитной безопасности систем электроснабжения транспорта. – М.: Интекст, 2008. – 480 с.
11. Правила (инструкция) по заземлению устройств электроснабжения на электрифицированных железных дорогах. – М.: Транспорт, 1993. – 68 с.

Косарев Александр Борисович

Родился в 1964 году. В 1986 году окончил Московский государственный университет путей сообщения (МИИТ) по специальности

«Электроснабжение магистральных железных дорог». Доктор технических наук, профессор. В 1999 году защитил диссертацию по теме «Методы и средства обеспечения экологической безопасности в зонах электромагнитного влияния электрифицированных железных дорог переменного тока». В настоящее время работает первым заместителем генерального директора АО «ВНИИЖТ». Автор более 100 публикаций и 15 авторских свидетельств и патентов.

Косарев Борис Иванович

Родился в 1940 году. В 1962 году окончил Московский государственный университет путей сообщения (МИИТ) по специальности «Теплоэнергетические установки электростанций». Доктор технических наук, профессор. В 1979 году защитил диссертацию по теме «Электрификация железных дорог». В настоящее время работает профессором кафедры «Электроэнергетика транспорта» РУТ (МИИТ). Автор более 300 научных трудов, имеет свыше 125 авторских свидетельств и патентов. Заслуженный деятель науки России.

Kosarev Alexander

Was born in 1964. In 1986 he graduated from Moscow State University of Railway Engineering (MIIT) with specialization in Electrical supply of main railway lines. He is a doctor of engineering, professor. In 1999 he defended a thesis in the subject Methods and means of environmental security in electromagnetic interference zones of AC electrified railroads. At present he works as 1-st general director's deputy of JSC VNIIZhT. He has more than 100 publications, 15 author's certificates and patents.

Kosarev Boris

Was born in 1940. In 1962 he graduated from Moscow State University of Railway Engineering (MIIT) with a degree in Heat and power machines of electrical power plants. In 1979 he defended the thesis on the topic Railways electrification. At the present time he works as a professor of Electric power of transport department of the Russian University of Transport (MIIT). He is the author of 300 publications, more than 125 copyright certificates and patents. He is an honored academic figure of Russia.

Сопротивление стягивания одноточечного контакта

// Resistance of tightening of single-point contact //

Люминарская Е.С., к.т.н.,
Люминарский С.Е., к.т.н., доцент,
МГТУ им. Н.Э. Баумана, Москва

В статье рассмотрена математическая модель определения электрического сопротивления стягивания одноточечного контакта при постоянном токе. Предложенная модель основана на решении уравнений электрического поля постоянного тока внутри проводника. Расчеты выполнены методом конечных элементов с использованием кольцевых элементов первого порядка. Получены зависимости электрического сопротивления стягивания от характеристик одиночного выступа: радиуса пятна контакта, высоты и ширины выступа.
Ключевые слова: шероховатость, электрический контакт, электрическое сопротивление стягивания, линии тока, пятно контакта, потенциал электрического поля.

Важнейшей задачей повышения надежности радиоэлектронной аппаратуры является предупреждение сбоев и отказов в работе электрических контактов. Роль электрических контактов в современной технике возрастает в связи с использованием большого их количества и миниатюризацией электронных устройств.

Теории электрических контактов посвящены работы зарубежных ученых Р. Хольма [1], В. Мерла [2], труды советских авторов В.В. Измайлова [3], А.П. Левина [4], Б.С. Сотскова [5] и др. [6–13]. Во всех работах электрический контакт представлен в виде контакта двух шероховатых поверхностей. Выступы двух поверхностей образуют множество пятен контакта, через которые протекает электрический ток.

Основным критерием качества контактов является переходное сопротивление. Из анализа указанных работ следует, что переходное сопротивление состоит из сопротивлений отдельных выступов, соединенных параллельно. На участках металлического контакта сопротивление

In article the mathematical model of determination of electrical resistance of tightening of single-point contact at a direct current is considered. The offered model is based on the solution of the equations of electric field of a direct current in the conductor. Calculations are executed by a finite element method with use of ring elements of the first order. Dependences of electrical resistance of tightening on characteristics of a single ledge are received: radius of a spot of contact, height and width of a ledge.

Keywords: roughness, electric contact, electrical resistance of tightening, lines of current, contact spot, potential of electric field.

отдельного выступа обусловлено стягиванием линий тока к площадке контакта. На участках квазиметаллического контакта переходное сопротивление выступа обусловлено сопротивлением стягивания и сопротивлением поверхностной пленки.

Разработка уточненной методики определения переходного сопротивления является актуальной задачей, решение которой снизит тепловыделение и повысит надежность электрических контактов.

Переходное сопротивление электрических контактов во многом определяется сопротивлением стягивания, т.е. стягиванием линий тока к пятнам контакта. Впервые это явление было описано американским ученым Р. Хольмом [1]. Р. Хольм получил формулу для определения сопротивления стягивания одноточечного контакта с круглым пятном контакта

$$R_s = \rho / (2a),$$

где ρ – удельное сопротивление материалов контакта; a – радиус пятна контакта.

Указанная формула не учитывает влияние размеров одиночного выступа на сопротивление стягивания.

Целью данной работы является разработка уточненной методики определения сопротивления стягивания одноточечного электрического контакта при постоянном токе и получение зависимости сопротивления стягивания от радиуса пятна контакта, высоты и ширины выступа.

Математическая модель

Для теоретического исследования влияния различных параметров на сопротивление стягивания одноточечного контакта исследовался цилиндрический проводник радиусом R (рис. 1) со сферической формой вершины выступа. При этом предполагалось, что форма и размеры вершины и впадины выступа одинаковые (рис. 2). Поверхность исследуемой неровности состоит из следующих частей: 1 – круг радиусом a (пятно контакта двух взаимодействующих выступов); 2 – сферическая поверхность радиусом r (вершина выступа); 3 – конусная поверхность (переходная часть между вершиной и впадиной выступа); 4 – сферическая поверхность радиусом r ; 5 – цилиндрическая поверхность радиусом R . Длина цилиндрической части L определяется из условия невлияния

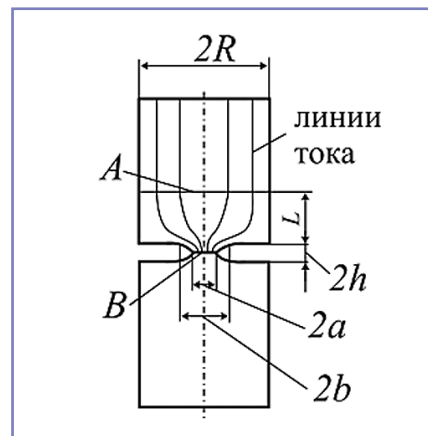


Рис. 1. Одноточечный контакт

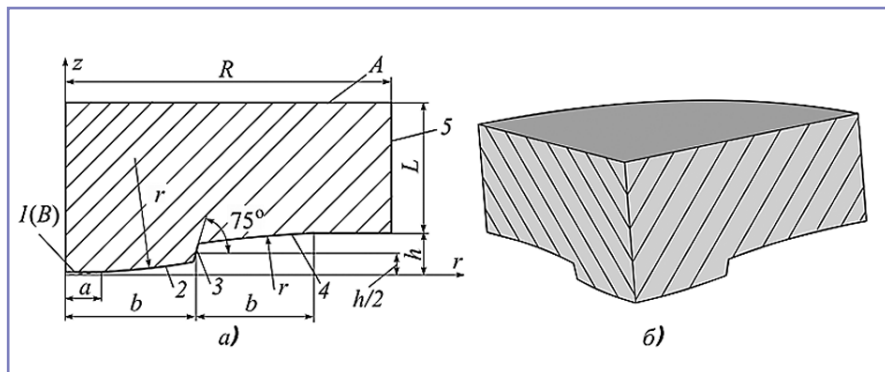


Рис. 2. Форма выступа одноточечного контакта: а – осевое сечение половины выступа; б – изометрическое изображение четверти выступа

этого размера на сопротивление стягивания. В этом случае линии тока на поверхности А будут направлены вдоль оси проводника.

Для случая постоянного тока уравнения электрического поля внутри проводника имеют вид [14]:

$$\begin{cases} \text{rot } \vec{E} = 0, \\ \text{div } \vec{\delta} = 0, \\ \vec{\delta} = \frac{1}{\rho} \vec{E}, \end{cases} \quad (1)$$

где \vec{E} – напряженность электрического поля; $\vec{\delta}$ – плотность тока проводимости; ρ – удельное сопротивление материала проводника.

Первое уравнение системы (1) указывает на то, что электрическое поле внутри проводника является потенциальным. Следовательно,

$$\vec{E} = -\vec{\nabla}\varphi, \quad (2)$$

где φ – потенциал электрического поля; $\vec{\nabla}$ – оператор Гамильтона.

Из уравнений (1) и (2) следует, что распределение потенциала $\varphi(\psi, r, z)$ по проводнику описывается уравнением Лапласа [14]

$$\Delta\varphi = 0. \quad (3)$$

При определении сопротивления стягивания одноточечного контакта (рис. 1) на границах выделенной части проводника (рис. 2) задаются следующие граничные условия: на поверхности А – $\varphi = \varphi_A$; на поверхности В – $\varphi = \varphi_B$; на остальных поверхностях $\vec{n} \cdot \vec{\nabla}\varphi = 0$.

Первые два условия называются граничными условиями Дирихле, третье – однородными естественными граничными условиями Неймана. При решении задачи методом конечных элементов условия Неймана выполняются автоматически.

Сопротивление стягивания одного из контактирующих тел определяется по формуле:

$$R_{AB} = \frac{\varphi_A - \varphi_B}{I} = \frac{(\varphi_A - \varphi_B)}{S_A |\vec{\nabla}\varphi \cdot \vec{n}|} \cdot \rho, \quad (4)$$

$$R_{AB}^{cyl} = \rho \frac{L}{S_A},$$

где R_{AB}^{cyl} – сопротивление участка провода от сечения А до сечения В (рис. 1); R_{AB} – сопротивление проводника цилиндрической формы длиной L и радиусом R; ρ – удельное сопротивление материала проводника; I – сила тока в проводнике; $S_A = \pi R^2$ – площадь поверхности А поперечного сечения проводника; \vec{n} – единичный вектор, направленный вдоль оси симметрии z.

Для уменьшения независимых параметров вводится понятие относительного сопротивления стягивания

$$R_S^* = R_S \cdot \frac{a}{\rho}. \quad (5)$$

Из выражений (4) следует, что R_S^* зависит только от трех относительных параметров: $a^* = a/b$, $h^* = h/b$, $b^* = b/R$. При определении R_S^* длина цилиндрической части проводника принимается равной $L = 0,8R$. В этом случае ток на поверхности А распределен практически равномерно, а линии тока параллельны оси проводника. Величина радиуса сферических поверхностей r оказывает незначительное влияние на R_S . По данным [16], эквивалентный радиус кривизны вершин выступов $r = (5 \dots 50)h$. В проводимых расчетных исследованиях радиус сферических поверхностей 2 и 4 (рис. 2) принимается равным $r = 30h$.

Распределение электрического потенциала φ определяется методом конечных элементов [15]. Значения потенциалов по узлам конечного элемента удовлетворяют уравнению

$$[S] \cdot [\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3]^T = 0. \quad (6)$$

Решаемая пространственная задача является осесимметричной, поэтому используются треугольные кольцевые конечные элементы первого порядка. В этом случае матрица коэффициентов влияния элемента равна:

$$[S] = V \cdot [R]^T \cdot [R],$$

$$[R] = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 1 & r_1 & z_1 \\ 1 & r_2 & z_2 \\ 1 & r_3 & z_3 \end{bmatrix}^{-1}, \quad (7)$$

где r_i, z_i – цилиндрические координаты узлов элемента;

$V = 2\pi \frac{(r_1 + r_2 + r_3)}{3} F$ – объем кольцевого элемента;

F – площадь треугольного элемента.

Для одного проводника используется более 50000 конечных элементов. В пределах одного элемента потенциал изменяется по линейному закону, а градиент потенциала является постоянным. Проекция градиента потенциала конечного элемента на ось симметрии z вычисляется по формуле

$$\vec{\nabla}\varphi \cdot \vec{n} = \frac{\partial\varphi}{\partial z} = [0, 0, 1] \cdot \begin{bmatrix} 1\varphi & r_1 & z_1 \\ 1 & r_2 & z_2 \\ 1\varphi & r_3 & z_3 \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \varphi_1 \\ \varphi_2 \\ \varphi_3 \end{bmatrix}. \quad (8)$$

Результаты теоретических исследований

На рис. 3 представлены зависимости относительного сопротивления стягивания одного проводника от относительного радиуса пятна контакта a^* при различных значениях h^* и $b^* = 0,83$. В этом случае радиус b сечения неровности на середине высоты выступа (рис. 2) близок к радиусу проводника R. Из рисунка видно, что при $a^* < 0,1$ сопротивление стягивания можно вычислять по формуле Хольма.

Тогда $R^* = \frac{\rho}{4a} \cdot \frac{a}{\rho} = 0,25$ (кривая 4).

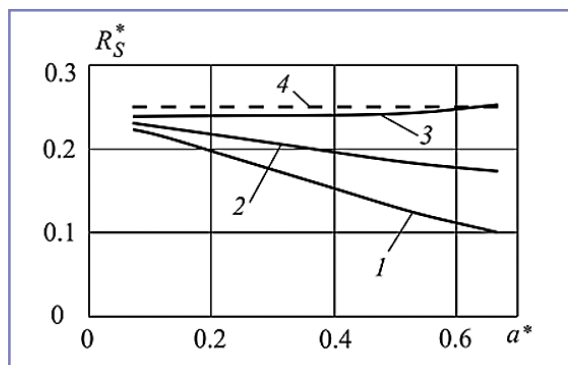


Рис. 3. Относительное сопротивление стягивания при $b^* = 0,83$: 1 – $h^* = 0,2$; 2 – $h^* = 0,6$; 3 – $h^* = 1,0$; 4 – по Хольму

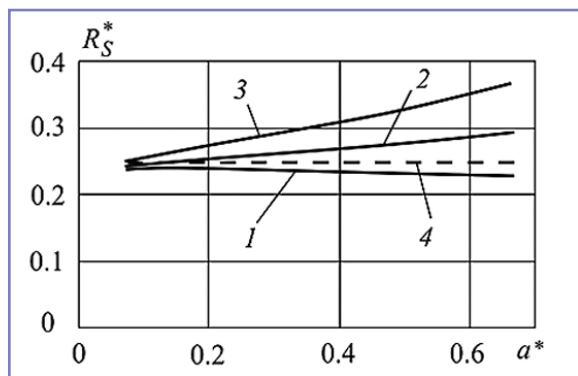


Рис. 4. Относительное сопротивление стягивания при $b^* = 0,17$: 1 – $h^* = 0,2$; 2 – $h^* = 0,6$; 3 – $h^* = 1,0$; 4 – по Хольму

При увеличении относительного радиуса a^* пятна контакта R_S^* уменьшается, что связано с уменьшением искривления линий тока. Рост относительной высоты h^* приводит к увеличению R_S^* . При $h^* \geq 1$ и $b^* > 0,7$ относительное сопротивление стягивания не зависит от величин a^* , h^* и может определяться по формуле Хольма $R_S^* = 0,25$.

На рис. 4 представлены зависимости R_S^* от a^* при различных значениях h^* для случая, когда радиус b сечения неровности на середине высоты выступа (рис. 2) значительно меньше радиуса проводника R ($b^* = 0,17$). Увеличение радиуса пятна контакта приводит к увеличению относительного сопротивления стягивания R_S^* . При малой высоте неровности ($h^* < 2$) относительное сопротивление стягивания не зависит от величин a^* , h^* и может определяться по формуле Хольма $R_S^* = 0,25$.

Выводы

1. На электрическое сопротивление стягивания одноточечного контакта оказывают влияние не только радиус пятна контакта, но также высота и ширина выступа.

2. При малом радиусе пятна контакта $a < 0,1b$ (рис. 2) погрешность определения сопротивления стягивания по формуле Хольма не превышает 3%.

3. В зависимости от высоты выступа увеличение радиуса пятна контакта может приводить как к увеличению, так и к уменьшению относительного сопротивления стягивания.

4. Рост высоты выступа увеличивает относительное сопротивление стягивания.

Литература

1. Хольм Р. Электрические контакты. – М.: Иностран. лит., 1961. – 464 с.
2. Мерл В. Электрический контакт. – М.-Ленингр.: Госэнергоиздат, 1962. – 81 с.
3. Измайлов В.В., Новоселова М.В. Контакт твердых тел и его проводимость: монография. – Тверь: ТГТУ, 2010. – 112 с.
4. Левин А.П. Контакты электрических соединителей радиоэлектронной аппаратуры. – М.: Сов. радио, 1972. – 216 с.
5. Сотсков Б.С. Основы расчета и проектирования электромеханических элементов автоматических и телемеханических устройств. – М.-Ленингр., 1965. – 576 с.
6. Мышкин Н.К., Кончиц В.В., Браунович М. Электрические контакты. – Долгопрудный: Интеллект, 2008. – 560 с.
7. Люминарская Е.С., Дианов В.Н. Математическая модель слаботочных электрических контактов при сбое // Динамика сложных систем – XXI век. 2014, т. 8. – С. 73–78.
8. Люминарская Е.С., Дианов В.Н. Математическая модель переходной зоны слаботочных электрических контактов в условиях запыленности // Электроника и электрооборудование транспорта, 2016, № 3. – С. 13–15.
9. Иванов И.А., Киселев И.Г., Урушев С.В. Переходное электрическое сопротивление контактов с учетом шероховатости поверхности // Электротехника, 2017, № 10. – С. 33–36.
10. Левыкин Д.А. Математическая модель электрического контакта шероховатых поверхностей // Программные продукты, 2011, № 4. – С. 43.
11. Лугин А.Н. Теория электрических контактов в аспекте электропроводности резистивных пленок // Известия высших учебных заведений. Электроника, 2012, № 3. – С. 33–39.
12. Мурашов М.В., Панин С.Д., Климов С.М. Численное моделирование электрической проводимости контактов шероховатых тел // Машиностроение и компьютерные технологии, 2015, № 1. – С. 189–200.
13. Ефименко А.А., Мерляев С.В. Переходное контактное сопротивление в электрических соединениях с плоскими контактами // Технология и конструирование в электронной аппаратуре, 2013, № 4. – С. 3–7.
14. Никольский В.В. Теория электромагнитного поля. – М.: Высшая школа, 1961. – 370 с.
15. Сильвестр П., Феррари Р. Метод конечных элементов для радиоинженеров и инженеров-электриков. – М.: Мир, 1986. – 229 с.
16. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей шин. – М.: Машиностроение, 1981. – 244 с.

Люминарская Екатерина Станиславовна

Родилась в 1988 г. Доцент кафедры ФН-7 «Электротехника и промышленная электроника» МГТУ им. Н.Э. Баумана, кандидат технических наук. Основное направление научных исследований связано с выявлением скрытых дефектов в современных электрических и электронных цепях транспортных средств. Имеет более 25 научных трудов, из них 11 статей в журналах, рекомендованных ВАК РФ, 1 статья, индексируемая в базе SCOPUS, и 6 патентов на полезную модель (в соавторстве).

Люминарский Станислав Евгеньевич

Родился в 1960 г. Доцент кафедры РК2 «Теория механизмов и машин» МГТУ им. Н.Э. Баумана, кандидат технических наук, доцент. Основное направление научных исследований связано с исследованием зубчатых механизмов. Имеет более 25 научных трудов, из них 17 статей в журналах, рекомендованных ВАК РФ, 2 статьи, индексируемых в базе SCOPUS.

Luminarskaya Ekaterina

Born in 1988, associate Professor in the Department "Industrial electronics and Electrical engineering" of the Bauman MSTU, candidate of technical Sciences. The main direction of scientific research is associated with the detection of hidden defects in modern electrical and electronic circuits of vehicles. Has more than 25 scientific papers, including 11 articles recommended by Higher Attestation Commission of the Russian Federation, 1 article indexed in the SCOPUS database, and 6 patents for utility model (in co-authorship).

Lyuminarsky Stanislav

Was born in 1960, associate Professor in the Department «Theory of Mechanisms and Machines» of the Bauman MSTU, candidate of Technical Sciences. The main direction of scientific research is connected with a research of gear mechanisms. Has more than 25 scientific works, from them 17 articles in the magazines recommended to VAK of the Russian Federation, 2 articles, indexed in SCOPUS base.

Определение реактивных параметров трехфазного корректора коэффициента мощности

// Determination of reactive parameters of the three-phase PFC //

**Сорокин Д.А.,
Вольский С.И., д.т.н., профессор,
Московский авиационный институт
(Национальный исследовательский университет), Москва**

В статье приведены способы определения требуемых значений индуктивности и емкости силового активного выпрямителя, работающего в режиме коррекции коэффициента мощности. За основу расчета индуктивности входных дросселей взято заданное значение требуемого размаха пульсаций входных фазных токов. При этом показано влияние низкочастотных пульсаций напряжения силовых выходных конденсаторов на гармонический состав входных фазных токов, что легло в основу определения требуемого значения емкости выходных конденсаторов.
Ключевые слова: корректор коэффициента мощности, Виенна-выпрямитель, реактивные параметры, пульсации напряжения.

The article provides methods for calculating the required values of the inductance and capacitance of a power active rectifier operating in the PFC mode. The calculating of the inductance of the input chokes are based on the specified value of the required ripple range of the input phase currents. Here with the effect of low-frequency voltage ripple of power capacitors on the harmonic composition of the input phase currents is described. It is formed the basis for calculating the required capacitance value of power output capacitors.
Keywords: PFC, Vienna-rectifier, reactive parameters, voltage ripple.

В настоящее время существуют строгие требования к гармоническому составу токов, потребляемых статическими преобразователями электроэнергии, которые подключены к сети трехфазного переменного тока промышленной частоты [1, 2]. Этим обусловлена широкая востребованность так называемых трехфазных корректоров коэффициента мощности, которые осуществляют потребление входных фазных токов, пропорциональных и синфазных входным фазным напряжениям.

Трехфазные корректоры коэффициента мощности представляют собой управляемые трехфазные выпрямители повышающего типа и содержат дроссели и конденсаторы. Наибольшее распространение в такого рода преобразователях нашли электролитические конденсаторы, обладающие относительно низкими значениями допустимых токов. Для достижения допустимых значений токов обычно увеличивают количество конденсаторов, вследствие чего выходная емкость

преобразователя становится избыточной. Очевидно, что при таком подходе минимально необходимое значение емкости не рассчитывается. В настоящее время получили развитие пленочные конденсаторы, которые имеют относительно большие значения допустимых токов, но меньшие удельные значения емкости. Данный фактор обуславливает возможность снижения емкости выходных конденсаторов преобразователей и, как следствие, необходимость выработки критериев и способов определения минимальных значений.

В данной статье предложены способы определения требуемых минимальных значений индуктивности входных дросселей и емкости выходных конденсаторов трехфазного корректора коэффициента мощности.

Описание силовой схемы устройства

Рассматриваемая силовая схема трехфазного активного корректора

коэффициента мощности (рис. 1) содержит шесть входных реакторов ($L_1 \dots L_6$), шесть транзисторов ($VT_1 \dots VT_6$), двенадцать диодов ($VD_1 \dots VD_{12}$), два выходных конденсатора (C_1 и C_2) и нагрузку R [3].

Рассмотрим функционирование силовой схемы посредством анализа электромагнитных процессов, протекающих в элементах, связанных с фазой «А» трехфазного входного источника сетевого напряжения.

Предположим, что в рассматриваемый интервал времени фазное напряжение источника E_a имеет положительное значение. При замыкании транзистора VT_1 ток начинает протекать по контуру «+» $E_a - L_1 - VD_1 - VT_1 - \leftarrow E_a$, и, соответственно, ток в реакторе L_1 начинает возрастать. После размыкания транзистора VT_1 ток будет протекать по контуру «+» $E_a - L_1 - VD_7 - C_1 - \leftarrow E_a$, и, соответственно, ток в реакторе L_1 начинает спадать. При этом в данном интервале времени через элементы L_6, VD_2, VD_{12} и VT_2 ток не протекает.

В течение следующего интервала времени, когда фазное напряжение источника E_a имеет отрицательное значение, замыкание транзистора VT_2 приводит к протеканию тока по электрическому контуру «+» $E_a - VT_2 - VD_2 - L_6 - \leftarrow E_a$ и нарастанию тока реактора L_6 . Размыкание транзистора VT_2 приводит к протеканию тока по электрическому контуру «+» $E_a - C_2 - VD_{12} - L_6 - \leftarrow E_a$ и спаду тока реактора L_6 . При этом через элементы L_1, VD_1, VD_2 и VT_1 в рассматриваемом интервале времени силовой ток не протекает.

Следует заметить, что выходные конденсаторы C_1 и C_2 заряжаются током, потребляемым из фазы «А», в течение положительных и отрицательных полуволн фазного напряжения в интервалах разомкнутого состояния транзисторов VT_1 и VT_2 соответственно и разряжаются в нагрузку по электрическому контуру «+» $C_1 - R - C_2 - \leftarrow C_1$.

В силу симметрии схемы электромагнитные процессы, протекающие

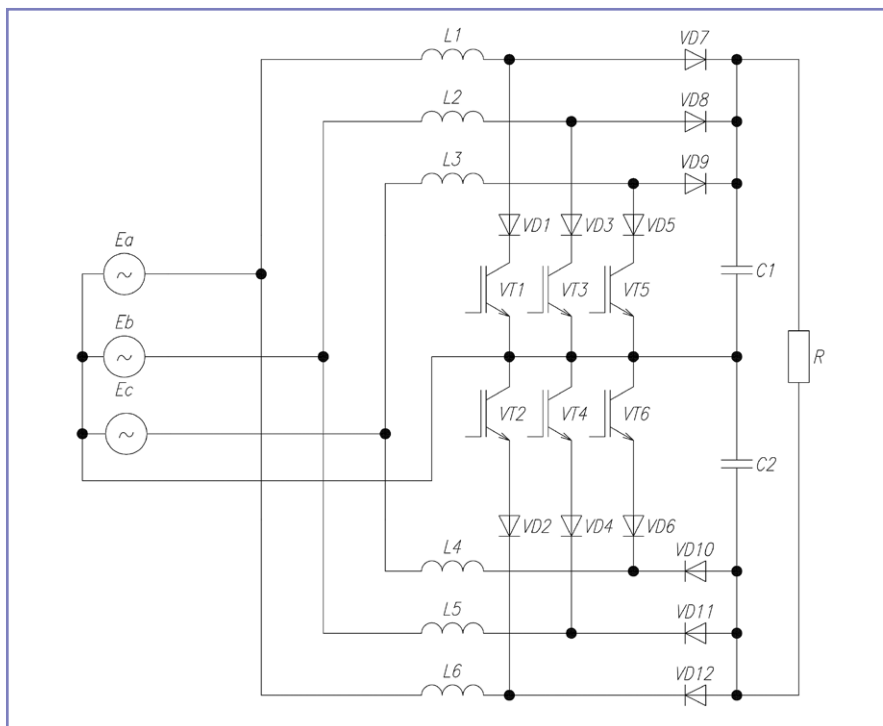


Рис. 1. Силовая схема трехфазного корректора коэффициента мощности

в остальных элементах схемы, подобны рассмотренным выше. При этом потребление фазных токов, синфазных и пропорциональных фазным напряжениям, обеспечивается законом коммутации силовых транзисторов.

Определение требуемой индуктивности

Трехфазные корректоры коэффициента мощности, как правило, представляют собой комбинацию элементов неуправляемого выпрямителя и импульсного повышающего регулятора постоянного напряжения. Известно, что основным критерием выбора требуемой индуктивности импульсных повышающих регуляторов постоянного напряжения является заданный размах высокочастотной пульсации тока силового реактора [4]. Аналогичный критерий используют и для определения требуемой индуктивности входного реактора однофазных управляемых выпрямителей, работающих в режиме коррекции коэффициента мощности [5]. Распространение упомянутого критерия на рассматриваемую силовую схему трехфазного корректора коэффициента мощности привело к выражению:

$$L = \frac{3 U_{\text{сети.min}}^2 \left(1 - \frac{\sqrt{2} U_{\text{сети.min}}}{U_{\text{DC}}}\right) \eta}{f_{\text{VT}} k_1 P_{\text{вых}}} \quad (1)$$

где L – определяемая индуктивность входных реакторов $L1 \dots L6$;

- $U_{\text{сети.min}}$ – минимальное действующее фазное значение сетевого напряжения;
 - U_{DC} – требуемое выходное напряжение преобразователя;
 - η – КПД преобразователя;
 - f_{VT} – частота коммутации транзисторов;
 - $P_{\text{вых}}$ – выходная мощность преобразователя;
 - $k_1 = 0,1 \dots 0,3$ – доля размаха высокочастотной составляющей тока дросселя от наибольшего амплитудного значения тока низкочастотной составляющей.
- Таким образом, выражение (1) позволяет определить требуемое

минимальное значение индуктивности входных реакторов $L1 \dots L6$ при заданном размахе высокочастотной пульсации входного тока.

Влияние величины емкости выходных конденсаторов на гармонический состав входных фазных токов

Особенностью рассматриваемой силовой схемы является наличие в напряжении выходных конденсаторов u_{C1} и u_{C2} низкочастотной составляющей утроенной сетевой частоты.

Природа ее возникновения заключается в следующем. Выходной конденсатор $C1$ заряжается положительными полуволнами входных фазных токов, протекающих через диоды $VD7-VD9$. Выходной конденсатор $C2$ заряжается отрицательными полуволнами входных фазных токов, протекающих через диоды $VD10-VD12$. В силу симметрии входных фазных токов, обеспечиваемых законом коммутации силовых транзисторов $VT1-VT6$, количество фаз, заряжающих выходные силовые конденсаторы, чередуется шесть раз за период сетевого напряжения. При этом низкочастотные составляющие напряжений u_{C1} и u_{C2} выходных конденсаторов формируются в противофазе и после сложения мало присутствуют в выходном напряжении u_{DC} преобразователя, что проиллюстрировано на рис. 2.

Однако низкочастотная составляющая напряжения выходных конденсаторов транслируется в фазные токи, потребляемые преобразователем из сети. Рассмотрим уравнение, соответствующее

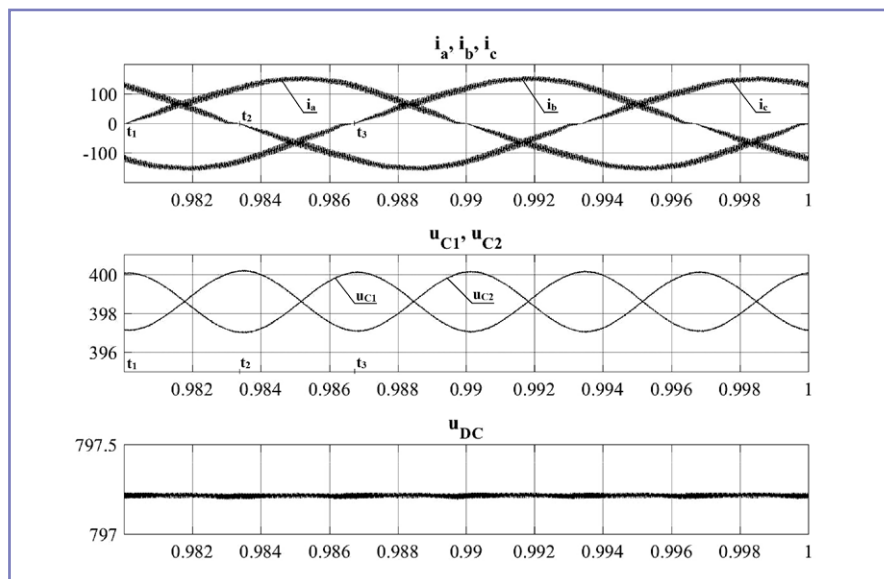


Рис. 2. Кривые входных фазных токов (i_a, i_b, i_c) напряжений (u_{C1}, u_{C2}) на конденсаторах $C1$ и $C2$ и выходного напряжения u_{DC}

интервалу времени накачки выходного конденсатора С1:

$$u_a(t) = L_1 \frac{di_a(t)}{dt} + u_{C1}(t). \quad (2)$$

Представим напряжение $u_{C1}(t)$ на выходном конденсаторе С1 как сумму постоянной и переменной составляющей

$$u_{C1}(t) = \frac{\Delta u_{C1}}{2} \sin(3\omega t) + \frac{U_{DC}}{2}, \quad (3)$$

где Δu_{C1} – размах пульсации напряжения выходного конденсатора С1;

$\omega = 2\pi f$ – угловая частота сетевого напряжения;

f – частота сетевого напряжения.

С учетом того, что $u_a(t) = E \sin(\omega t)$, из (2) и (3) найдем выражение для расчета тока фазы А, соответствующее интервалу времени накачки выходного конденсатора:

$$i_{a.c}(t) = -\frac{E}{L\omega} \cos(\omega t) + \frac{\Delta U_{C1}}{6L\omega} \cos(3\omega t) - \frac{u_{DC}t}{2L} + i_a(t_{k-}), \quad (4)$$

где $i_a(t_{k-})$ – значение тока фазы А в момент времени, предшествующий размыканию транзистора VT1.

Анализ выражения (4) показывает, что входные фазные токи, потребляемые преобразователем, содержат треть гармоническую составляющую, пропорциональную пульсации напряжения на выходных конденсаторах. При этом амплитуда указанной составляющей фазного тока может быть оценена коэффициентом при $\cos(3\omega t)$. Выявленный фактор был взят за основу для критерия выбора минимального значения емкости выходных конденсаторов С1 и С2.

Определение требуемой емкости выходных конденсаторов

Как было упомянуто ранее, напряжения на выходных конденсаторах С1 и С2 содержат низкочастотную составляющую, происхождение которой связано с периодическим чередованием количества совпадающих по знаку входных фазных токов и напряжений. Исходя из предположения о симметричности питающего напряжения и с учетом симметричности силовой схемы рассматриваемого преобразователя была исследована генерация низкочастотной переменной составляющей напряжения входного конденсатора С1.

В интервале времени от t_1 до t_2 , показанном на рис. 2, положительное значение имеют фазные токи i_a, i_c и выходной конденсатор С1 заряжается токами, протекающими через диоды VD7 и VD9. В интервале времени от t_2 до t_3 положительное значение имеет фазный ток i_a ,

и выходной конденсатор С1 заряжается током, протекающим через диод VD7. При этом интервал времени от t_1 до t_3 соответствует периоду низкочастотной пульсации напряжения u_{C1} выходного конденсатора С1.

Токи, протекающие через диоды VD7 и VD9, можно определить следующим образом:

$$i_{VD7} = i_a(1 - d_a) \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{2} \operatorname{sgn}(i_a) \right), \quad (5)$$

$$\text{где } d_a = d_{VT1} \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{2} \operatorname{sgn}(i_a) \right) + d_{VT2} \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{2} \operatorname{sgn}(i_a) \right) -$$

переключающая функция стойки, содержащей транзисторы VT1 и VT2;

$$d_{VT1} = \begin{cases} 0, & \text{VT1 – разомкнут} \\ 1, & \text{VT1 – замкнут} \end{cases} \text{ – переключающая функция транзистора VT1;}$$

$$d_{VT2} = \begin{cases} 0, & \text{VT2 – разомкнут} \\ 1, & \text{VT2 – замкнут} \end{cases} \text{ – переключающая функция транзистора VT2,}$$

$$i_{VD9} = i_c(1 - d_c) \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{2} \operatorname{sgn}(i_c) \right), \quad (6)$$

$$\text{где } d_c = d_{VT5} \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{2} \operatorname{sgn}(i_a) \right) + d_{VT6} \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{2} \operatorname{sgn}(i_a) \right) -$$

переключающая функция стойки, содержащей транзисторы VT5 и VT6;

$$d_{VT5} = \begin{cases} 0, & \text{VT5 – разомкнут} \\ 1, & \text{VT5 – замкнут} \end{cases} \text{ – переключающая функция транзистора VT5;}$$

$$d_{VT6} = \begin{cases} 0, & \text{VT6 – разомкнут} \\ 1, & \text{VT6 – замкнут} \end{cases} \text{ – переключающая функция транзистора VT6.}$$

Первая гармоническая составляющая входного фазного тока вычисляется из выражения

$$i_{a.1}(t) = I \sin(\omega t) = \frac{\sqrt{2} P_{\text{ВВЫХ}}}{3 U_a} \sin(\omega t), \quad (7)$$

где $I = \frac{\sqrt{2} P_{\text{ВВЫХ}}}{3 U_a}$ – амплитуда входного фазного тока;

U_a – действующее значение сетевого фазного напряжения.

Оценим первую гармоническую составляющую переключающей функции $d_a(t)$ следующим образом:

$$d_a(t) = (1 - d_{\min}) \sin(\omega t), \quad (8)$$

где d_{\min} – минимальное значение коэффициента заполнения импульсов транзисторов, которое определяется действующим значением сетевого напряжения и средним напряжением на выходном конденсаторе С1:

$$d_{\min} = 1 - \frac{2U_a}{U_{C1}} = 1 - \frac{2\sqrt{2}U_a}{U_{DC}}. \quad (9)$$

Средний ток диода VD7 за интервал времени от t_1 до t_2 равен произведению среднего фазного тока $i_{a.c.p1}$ и среднего значения $d_{a.c.p1}$ переключающей функции за указанный интервал времени. При этом

$$i_{a.1.c.p1} = \frac{6}{T} \int_{t_1}^{t_2} i_{a.1}(t) dt = \frac{6\sqrt{2}P}{T \cdot 3 U_a} \int_0^T \sin(\omega t) dt = \frac{\sqrt{2}P}{2\pi U_a}; \quad (10)$$

$$d_{a.c.p1} = \frac{6}{T} \int_{t_1}^{t_2} d_a(t) dt = \frac{6 \cdot 2\sqrt{2}U_a}{T U_{DC}} \int_0^T \sin(\omega t) dt = \frac{3\sqrt{2}U_a}{\pi U_{DC}}. \quad (11)$$

Соответственно, средний ток диода VD7 за интервал времени от t_1 до t_2 можно вычислить посредством выражения

$$i_{VD7.c.p1} = i_{a.1.c.p1} \cdot d_{a.c.p1} = \frac{3P}{\pi^2 U_{DC}}. \quad (12)$$

Средний ток диода VD7 за интервал времени от t_2 до t_3 равен произведению среднего фазного тока $i_{a.c.p2}$ и среднего значения $d_{a.c.p2}$ переключающей функции за указанный интервал времени. При этом

$$i_{a.1.c.p2} = \frac{6}{T} \int_{t_2}^{t_3} i_{a.1}(t) dt = \frac{6\sqrt{2}P}{T \cdot 3 U_a} \int_{\frac{2T}{6}}^{\frac{2T}{6}} \sin(\omega t) dt = \frac{\sqrt{2}P}{\pi U_a}; \quad (13)$$

$$d_{a.c.p2} = \frac{6}{T} \int_{t_2}^{t_3} d_a(t) dt = \frac{6 \cdot 2\sqrt{2}U_a}{T U_{DC}} \int_{\frac{2T}{6}}^{\frac{2T}{6}} \sin(\omega t) dt = \frac{6\sqrt{2}U_a}{\pi U_{DC}}. \quad (14)$$

Соответственно, средний ток диода VD7 за интервал времени от t_2 до t_3 можно вычислить посредством выражения

$$i_{VD7.c.p2} = i_{a.1.c.p2} \cdot d_{a.c.p2} = \frac{12P}{\pi^2 U_{DC}}. \quad (15)$$

Как видно из рис. 2, в интервале времени от t_1 до t_2 средние значения токов i_a и i_c равны. Следовательно, средние значения токов, протекающих через диоды VD7 и VD9 в указанном интервале времени, также равны. На основании вышесказанного определим средний ток, протекающий через диоды VD7–VD9 за интервал времени от t_1 до t_3

$$i_{VD.c.p} = \frac{2i_{VD7.c.p1} + i_{VD7.c.p2}}{2} = \frac{9P}{\pi^2 U_{DC}}. \quad (16)$$

Разница среднего тока, протекающего через диоды VD7...VD9 за интервал времени от t_1 до t_3 и от t_1 до t_2 , обуславливает пульсацию напряжения на выходном конденсаторе С1

$$\Delta i_{VD} = i_{VD.c.p} - 2i_{VD7.c.p1} = \frac{3P}{\pi^2 U_{DC}}. \quad (17)$$

Размах пульсации напряжения на конденсаторе С1 определим следующим образом:

$$\Delta U_{C1} = \frac{T \Delta i_{VD}}{6C}. \quad (18)$$

Основываясь на принятом выше допущении о симметричности питающего напряжения, можно сделать вывод о равенстве размаха пульсаций напряжений выходных конденсаторов C1 и C2:

$$\Delta U_C = \Delta U_{C1} = \Delta U_{C2}. \quad (19)$$

Следует заметить, что коэффициент при $\cos(3\omega t)$ в выражении (4), содержащий размах пульсации напряжения на выходном конденсаторе, позволяет оценить амплитуду третьей гармоники потребляемого из сети тока. Государственные стандарты нормируют максимальные действующие значения гармонических составляющих потребляемого тока либо процентные соотношения гармонических составляющих относительно основной гармонической составляющей потребляемого тока [1, 2]. Из выражений (4) и (17)...(19) было выведено выражение для определения амплитудного значения третьей гармонической составляющей

$$I_3 = \frac{P}{6\pi\omega^2 L C u_{DC}}. \quad (20)$$

В зависимости от нормируемого значения третьей гармонической составляющей потребляемого тока можно записать следующие выражения:

$$\frac{I_3}{\sqrt{2}} \leq I_{3, \text{норм}} k_{6.3}, \quad (21)$$

где $I_{3, \text{норм}}$ – нормируемое максимальное действующее значение третьей гармонической составляющей потребляемого тока;

$k_{6.3} = 0,2...0,5$ – коэффициент запаса. Соответственно,

$$\frac{I_3}{I_1} \leq \left(\frac{I_3}{I_1}\right)_{\text{норм}} k_{6.3}, \quad (22)$$

где $\left(\frac{I_3}{I_1}\right)_{\text{норм}}$ – нормируемое максимальное значение отношения действующих значений основной и третьей гармонических составляющих потребляемого тока.

В результате из выражений (20)...(22) получены соотношения для определения такого значения емкости выходных конденсаторов C1 и C2, при котором амплитуда третьей гармонической составляющей

фазных токов не будет превышать нормируемых значений:

$$C \geq \frac{\sqrt{2}P}{12\pi\omega^2 L u_{DC} I_{3, \text{норм}} k_{6.3}}; \quad (23)$$

$$C \geq \frac{\sqrt{2}u_a}{4\pi\omega^2 L u_{DC} \left(\frac{I_3}{I_1}\right)_{\text{норм}} k_{6.3}}. \quad (24)$$

Компьютерное моделирование влияния величины емкости выходных конденсаторов на гармонический состав входных фазных токов

В программном комплексе Matlab – Simulink была разработана компьютерная модель рассматриваемой силовой схемы преобразователя, посредством которой была проанализирована следующая функция:

$$C \left(\frac{I_3}{I_1}\right) \geq \frac{\sqrt{2}u_a}{4\pi\omega^2 L u_{DC} \frac{I_3}{I_1} k_{6.3}}. \quad (25)$$

Указанная функция отражает зависимость доли третьей гармоники входных фазных токов от значения емкости выходных конденсаторов.

На рис. 3 приведены кривые данной функции $C \left(\frac{I_3}{I_1}\right)$, полученные в результате компьютерного моделирования и путем аналитического вычисления при различных значениях емкости выходного конденсатора.

Как видно из рис. 3, при определенном снижении значения емкости выходного конденсатора начинает существенно вырастать доля третьей гармонической составляющей входного фазного тока.

Выводы

1. Анализ электрических процессов в рассматриваемой силовой схеме трехфазного корректора коэффициента мощности показал, что малая величина емкости выходных конденсаторов существенно влияет на гармонический состав входных фазных токов, потребляемых преобразователем.

2. Полученные выражения позволяют определить минимальное значение емкости выходных конденсаторов при заданном значении доли третьей гармонической составляющей входного фазного тока.

3. Компьютерное моделирование электрических процессов в рассматриваемой силовой схеме подтвердило пригодность полученных аналитических выражений.

Литература

- ГОСТ 30804.3.2–2013 Совместимость технических средств электромагнитная. Эмиссия гармонических составляющих тока техническими средствами с потребляемым током не более 16 А (в одной фазе). Нормы и методы испытаний. – М.: Стандартинформ, 2014. – 31 с.
- ГОСТ 30804.3.12–2013 Совместимость технических средств электромагнитная. Нормы гармонических составляющих тока, создаваемых техническими средствами с потребляемым током более 16 А, но не более 75 А (в одной фазе), подключаемыми к низковольтным распределительным системам электроснабжения. Нормы и методы испытаний. – М.: Стандартинформ, 2014. – 27 с.
- Сорокин Д.А., Вольский С.И. Сопоставительный анализ схемотехнических решений трехфазных преобразователей AC/DC // Электроника и электрооборудование транспорта, 2018, № 5. – С. 10–15.
- Мелешин В.И. Транзисторная преобразовательная техника. – М.: Техносфера, 2006. – 632 с.
- Мелешин В.И., Овчинников Д.А. Управление транзисторными преобразователями электроэнергии. – М.: Техносфера, 2011. – 411 с.

Сорокин Дмитрий Александрович

Родился в 1992 году. В 2016 году окончил Московский авиационный институт по специальности «Управляющие, пилотажно-навигационные и электроэнергетические комплексы летательных аппаратов». Опыт работы – 5 лет. В настоящее время является аспирантом кафедры «Электроэнергетические, электромеханические и биотехнические системы» МАИ. Имеет 4 научных труда.

Вольский Сергей Иосифович

Родился в 1961 году. В 1984 году окончил Московский авиационный институт по специальности «Электрооборудование летательных аппаратов». Доктор технических наук, профессор. В 2002 году защитил диссертацию по теме «Разработка перспективных электротехнических комплексов транспортных средств на базе высоковольтных высокочастотных статических преобразователей». Опыт работы – 27 лет. В настоящее время работает профессором кафедры «Электроэнергетические, электромеханические и биотехнические системы» МАИ. Имеет 107 научных трудов, 20 авторских свидетельств и патентов на полезную модель.

Sorokin Dmitry

He was born in 1992. In 2016 he graduated from the Moscow Aviation Institute majoring in Control, pilot navigation and electric power complexes of aircraft. He has 5 years of work experience. Currently he is a post-graduate student of the Department of electrical, electromechanical and biotechnical systems of the MAI. Has 4 scientific works.

Volsky Sergey

He was born in 1961. In 1984 he graduated from the Moscow Aviation Institute majoring in electrical equipment of aircraft. He is doctor of technical sciences, professor. In 2002 he defended his thesis on Development of perspective electrotechnical complexes of vehicles based on high-voltage high-frequency static converters. He has 27 years of work experience. Currently he works as a professor at the Department of electrical, electromechanical and biotechnical systems of the MAI. Has 107 scientific works, 20 author certificates and utility model patents.

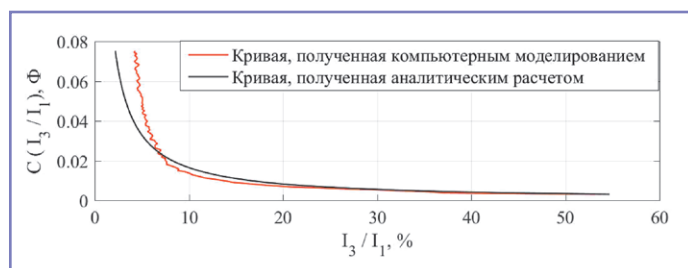


Рис. 3. Зависимость доли третьей гармоники входных фазных токов от емкости выходных конденсаторов

Перспективные способы обнаружения однофазных коротких замыканий в сетях с изолированной нейтралью

// Perspective methods of detecting single-phase short cuts in networks with isolated neutral //

Андреев А.А.,
Тольяттинский государственный университет, Тольятти

В статье представлено описание способов обнаружения замыканий на землю в сетях с изолированной нейтралью с помощью датчиков короткого замыкания. Произведено в общем виде описание и даны рекомендации к установке датчиков для их нормальной работы. Внедрение этих устройств позволит быстрее возобновлять нормальное электроснабжение потребителей и тем самым оптимизировать для электросетевых компаний временные пределы на поиск аварии.

Ключевые слова: сети с изолированной нейтралью, датчик короткого замыкания, индикатор короткого замыкания, «земля» в сети.

На сегодняшний день аварийные ситуации в сетях среднего напряжения возникают достаточно часто. Повреждение линий в электрических сетях происходит не только вследствие природных катаклизмов, но и в результате нарушения условий эксплуатации оборудования, земляных работ и т.д. В результате анализа аварийных ситуаций было определено, что наиболее повреждаемым элементом электроэнергетической системы являются линии электропередачи [1]. Особенно это заметно в распределительных сетях, характеризующихся наибольшей массовостью линий. Самыми распространенными повреждениями в линиях являются однофазные короткие замыкания – они могут составлять до 90% всех коротких замыканий. В сетях 6–35 кВ, работа которых предусмотрена с изолированной нейтралью, эти повреждения обнаружить достаточно сложно, так как поврежденные линии могут находиться под напряжением в соответствии с регламентируемым временем. Длительное же замыкание на землю опасно не только для оборудования, но и для живых существ, находящихся в зоне «растекания» тока на землю. Определение поврежденного участка, выполненного воздушной или кабельной

The article describes the methods of detecting earth faults in networks with insulated neutral using short circuit sensors. Produced in general terms the description and recommendations for the installation of sensors for their normal operation. The introduction of these devices will make it possible to quickly resume normal power supply to consumers and thereby optimize the time limits for the grid companies to search for an accident.

Keywords: networks with isolated neutral, short circuit sensor, short circuit indicator, ground in the grid.

линией, имеет свои особенности, поэтому оперативные действия позволяют сократить время аварийной ситуации [2].

Одним из перспективных способов мониторинга однофазных коротких замыканий является внедрение датчиков короткого замыкания. В сетях, выполненных воздушными линиями, данные датчики фиксируют факт прохождения по линии короткого замыкания и срабатывают в этих точках сети. Различные модификации этих устройств способны определять и однофазные замыкания на землю. Пофазно установленные на линии индикаторы включают в свой состав индукционный датчик тока и емкостной датчик напряжения. Если проводить аналогию с электропреобразовательными устройствами, то эти составляющие можно представить в виде трансформатора тока и трансформатора напряжения. Блок управления, который закрепляется на опоре, осуществляет обработку полученных сигналов (рис. 1).

В нормальном режиме уже преобразованный аналого-циф-

ровым преобразователем сигнал сравнивается с помощью схемы сравнения с уставкой. После соответствующего анализа, если произошло превышение уставки, то на основе полученных данных микроконтроллер определяет тип аварии, и производится соответствующая световая индикация. Датчики, в охранной зоне которых прошел ток короткого замыкания, срабатывают и сигнализируют о своем включенном положении. Оперативный персонал, выполняющий осмотр линии, может по световой индикации определить направление прохождения замыкания, что актуально в разветвленных сетях. Применение этих устройств будет целесообразнее при их установке на границе разветвления линии. На трассе без ответвлений установка датчиков на каждой опоре необязательна. Также при необходимости для воздушных линий может быть предусмотрена телесигнализация [3]. Связь сработавших датчиков с диспетчерским пунктом позволяет быстрее определить место замыкания и последующие соответствующие ремонтные работы.

Сложнее обстоит ситуация в сетях, выполненных кабельными линиями. Городские электрические сети в основном

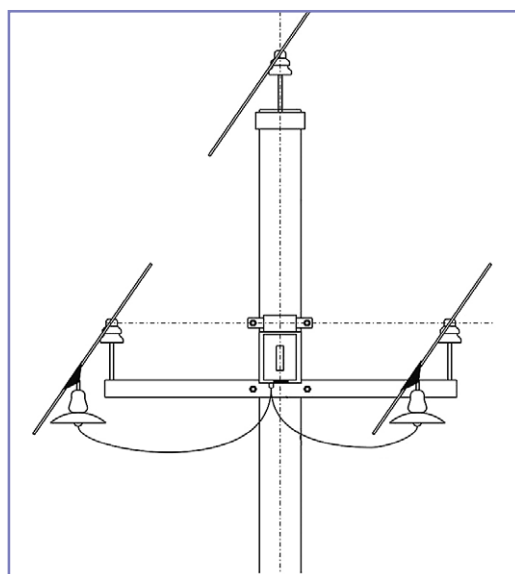


Рис. 1. Индикатор короткого замыкания на опоре

осуществляют связь между источником и потребителем электрической энергии посредством кабелей. Их суммарная протяженность и массовость вносят при повреждениях такую же неопределенность, как и в воздушных линиях. Особенностью для поиска является то, что кабельные линии имеют закрытое от потребителя исполнение, то есть они прокладываются в земле, в коллекторах, тоннелях и не видны как потребителю, так и обслуживающему персоналу [4]. Определение же конкретного места замыкания требует предварительно определения зоны замыкания [5].

Предложенный метод применим и для кабельных линий. Модификация электронных датчиков позволяет определять все виды коротких замыканий. В комплект данных датчиков входят устройства сигнализации замыкания на землю и сигнализации короткого замыкания. Датчики короткого замыкания, аналогично трансформаторам тока, производят первичное преобразование магнитного поля в электрический сигнал, который передается на блок управления. Далее путем сравнения производится анализ и принимается решение на основе полученных данных. Эти датчики устанавливаются с помощью хомутов на отдельные фазные жилы кабеля на вводе в подстанцию и имеют непосредственную электрическую связь с блоком управления. Датчик замыкания на землю устанавливается на все три жилы сразу, и его принцип работы аналогичен трансформатору тока нулевой последовательности, принцип действия которого основан на возникающей асимметрии в результате замыкания на землю (рис. 2).

Так как кабельные линии проложены под землей, то установка световой индикации нецелесообразна, и датчики необходимо связать с диспетчерским пунктом. Наиболее подходящим решением в данном случае является GSM-связь. Соответствующее место повреждения в цепочке подстанций будет находиться на границе отработавших датчиков и датчиков, находящихся в режиме дежурства. На рис. 3 отработавшие датчики представлены закрашенными кружками, т.е. повреждение находится между подстанциями ТП-2 и ТП-3.

Комплекс устройств устанавливается на кабельном вводе в трансформаторную подстанцию, и по сработавшим датчикам диспетчер заранее будет знать место повреждения. Следовательно, соответствующие оперативные переключения и последующие ремонтные работы будут выполнены быстрее [6].

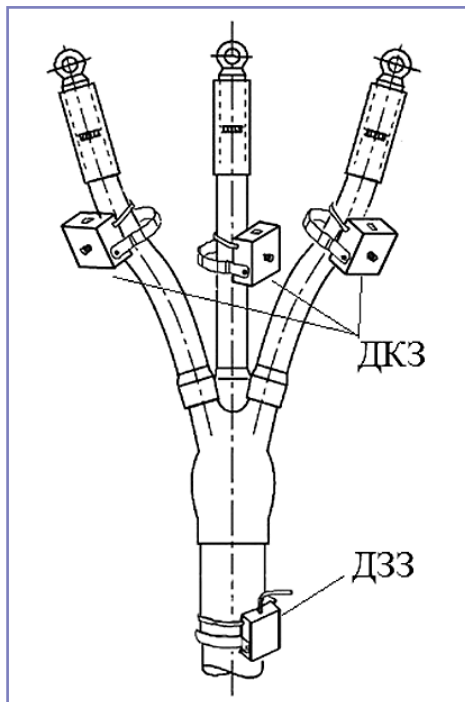


Рис. 2. Датчики короткого замыкания и датчик замыкания на землю на кабеле

Таким образом, применение методов отыскания замыкания на землю в сетях с изолированной нейтралью с использованием этих устройств приведет к значительному сокращению времени на устранение аварийной ситуации [7]. Быстрая дефектация поврежденного участка сети позволит скорее локализовать повреждение и произвести необходимые переключения на подстанциях. Технико-экономическое обоснование использования данных устройств заключается в их относительно низкой стоимости в сравнении с мерами по техническому перевооружению всех подстанций города, не имеющих защит по высокой стороне. Благодаря этим устройствам прямая экономическая выгода может быть получена путем снижения недоотпуска электроэнергии и соответствующих штрафов со стороны потребителей. Особенно этот вопрос актуален для однотрансформаторных подстанций, запитанных в одной цепочке, так как возобновление их электроснабжения при повреждении вводного кабеля может быть произведено только после соответствующих ремонтных работ.

Литература

1. Степанов В.М. Диагностика технического состояния силовых кабельных линий напряжением 35–500 кВ / В.М. Степанов, П.А. Борисов // Известия ТулГУ. Технические науки, 2011, вып. 6, ч. 1. – С. 66–71.

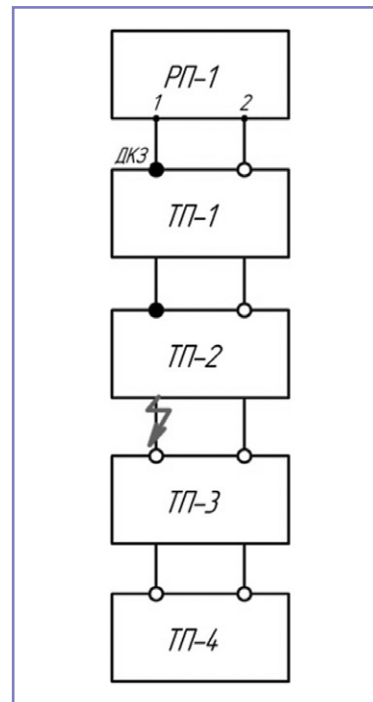


Рис. 3. Структурная схема цепочки подстанций с установленными датчиками короткого замыкания

2. Таранов М.А. Эксплуатация электрооборудования. – М.: Форум, 2016. – 176 с.
3. Назаров А.В. Современная телеметрия в теории и на практике. Учебное пособие. – СПб.: Наука и техника, 2007. – 627 с.
4. Правила устройства электроустановок. 7-е издание [Текст]. – М.: Издательство «Моркнига», 2016. – 576 с.
5. Андреев А.А. Виды повреждений в кабельных сетях // Электронный научный журнал «Вестник магистратуры», 2017, № 9 (72). – С. 25–26.
6. Правила технической эксплуатации электроустановок потребителей. – М.: Энас, 2015. – 280 с.
7. Романюк Ф.А. Определение места короткого замыкания на линиях распределительных сетей в объеме функций микропроцессорных токовых защит / Ф.А. Романюк, А.А. Тишечкин, О.А. Гурьянчик // Энергетика (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ), 2010, № 6. – С. 5–13.

Андреев Антон Андреевич

Родился в 1994 году. В 2018 году окончил Тульятинский государственный университет (ТГУ) по специальности «Техническое и информационное обеспечение интеллектуальных сетей электроснабжения». Опыт работы – 3 года. В настоящее время работает диспетчером электрических сетей в АО «ССК», аспирант ТГУ. Имеет 4 научные публикации.

Andreev Anton

Was born in 1994. In 2018 he graduated from Togliatti State University (TSU) with a degree in Technical and informational support of intelligent power supply networks. Has 3 years of working experience. At present he is an electrical network manager at JSC SSC and a postgraduate student at TSU. Has 4 scientific publications.

Анализ процессов самовключения тиристорного ключа

// Analysis of thyristor self-energizing key //

**Бондаренко А.В.,
Сергеев Б.С., д.т.н., профессор,
Сулейманов Р.Я., к.т.н., доцент,
Уральский государственный университет
путей сообщения, Екатеринбург**

*Рассмотрены процессы, происходящие в полупроводниковой структуре выключенного тиристора при подаче на его электроды анод-катод линейно нарастающего постоянного напряжения. Этот этап времени может характеризоваться самовключением тиристора за счет негативного влияния емкости между анодом и управляющим электродом полупроводниковой структуры. Для анализа использована транзисторная эквивалентная схема тиристора. В известных тиристорных ключах для устранения этого эффекта используются силовые индуктивные элементы, включаемые в цепь анода тиристора. Это имеет ряд отрицательных технико-экономических последствий. На основе выполненного анализа предложено техническое решение тиристорного ключа без использования силовых элементов, включаемых в схему ключа.
Ключевые слова: тиристор, тиристорный ключ, биполярный транзистор, эквивалентная схема тиристора, драйвер, временные диаграммы, конденсатор, резистор.*

*The processes occurring in the semiconductor structure of thyristor when filing for its cathode anode electrodes linearly increasing voltage. This point of time can be characterized by thyristor samovklyucheniem due to the negative impact of capacity between the anode and the electrodes of semiconductor structures. To analyze used transistor equivalent circuit of the thyristor. In the famous thyristor switches to eliminate this effect, used power inductive elements included in a chain anode thyristors. This has a number of negative effects of feasibility. On the basis of the analysis proposed technical solution without using the key power thyristor elements will be included in a schema key.
Keywords: controlled thyristor, thyristor, bipolar transistor, the key equivalent circuit of the thyristor, driver, time chart, capacitor, resistor.*

драйвером DA. Рассмотрим интервал времени работы тиристорного ключа, когда импульсный сигнал с выхода DA отсутствует, то есть $i_{DA} = 0$, а на электроды анод-катод VS поступает линейно нарастающее напряжение $u_{ак}$. Конденсатор C отображает внутреннюю емкость между анодом (A) и управляющим электродом (УЭ) полупроводниковой структуры тиристора. Ток i_C , протекающий через этот конденсатор, распределяется между управляющим электродом ($i_{yэ}$) и выходным сопротивлением R_{DA} драйвера DA (i_{DA}).

Примем, что напряжение $u_{ак}$ на этапе времени его подключения и дальнейшего его увеличения имеет вид линейной функции

$$u_{ак}(t) = E \frac{t}{T}, \quad (1)$$

где E – установившееся значение напряжения $u_{ак}$, которое наступает по прошествии интервала времени T.

Первоначально примем также, что на рассматриваемом этапе времени, независимо от величин аргументов выражения (1) и параметров схемы (рис. 1), тиристор VS находится в выключенном состоянии, то есть известный процесс его самовключения отсутствует.

Одной из специфических особенностей тиристорных ключей, которые во многих случаях определяют надежность функционирования преобразователей электрической энергии, является ограничение по максимальной скорости $dU_{ак}/dt$ подачи напряжения анод-катод тиристора ключа [1].

Обычно для анализа процессов работы тиристорных ключей применяется транзисторная эквивалентная схема тиристора VS, которая приведена на схеме ключа (рис. 1). Здесь моменты времени включения тиристора VS реализуются микроэлектронным

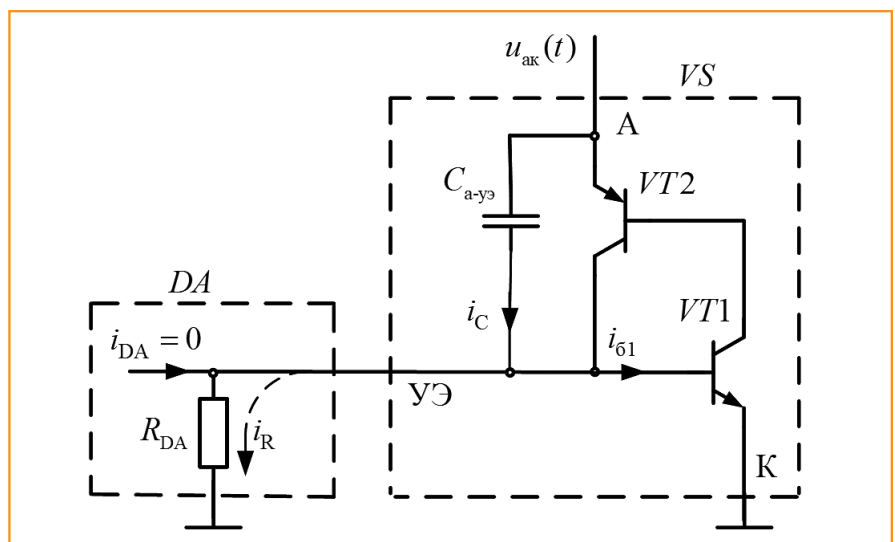


Рис. 1. Схема тиристорного ключа

Допустим также, что реально существующие паразитные емкости анод-катод $C_{ак}$ и управляющий электрод-катод $C_{уэ-к}$ тиристора не оказывают влияния на работу тиристорного ключа в момент подключения напряжения $u_{ак}(t)$ к выключенному тиристор [2].

На рис. 2 показаны временные диаграммы, иллюстрирующие этапы работы схемы (рис. 1) с учетом принятых допущений. Здесь приведены процессы работы схемы для трех вариантов значений интервалов времени нарастания напряжения $u_{ак}$: $T_1 < T_2 < T_3$. Они соответствуют графикам 1, 2 и 3 диаграмм $u_{ак}(t)$ и $i_c(t)$ (рис. 1).

Процессы изменения тока i_c на протяжении работы схемы (рис. 1), описываемые при помощи единичных функций, определяются следующим уравнением:

$$i_c(t) = \left\{ \frac{EC}{T} \left[1 - \exp\left(-\frac{t}{R_C C}\right) \right] \mathbf{1}(0) - \left[1 - \exp\left(-\frac{t-T}{R_C C}\right) \right] \mathbf{1}(T) \right\}, \quad (2)$$

где $\mathbf{1}(0)$ и $\mathbf{1}(T)$ – единичные функции:

$$\mathbf{1}(t) = \begin{cases} 1 & \text{для } t < T; \\ 0 & \text{для } t > T; \end{cases}$$

R_C – сопротивление, включенное последовательно с конденсатором C , в частности для схемы (рис. 1), – это резистор $R_{ДА}$.

С точки зрения обеспечения работоспособности схемы (рис. 1) наиболее важным является определение величины и нормирование амплитуды импульса тока заряда I_C , который может вызвать включение тиристора VS при отсутствии

импульса тока $i_{ДА}$ с выхода драйвера DA . При этом этап времени $t > T$ можно не рассматривать, так как он не влияет на обеспечение работоспособности тиристорного ключа.

В соответствии с выражением (2) амплитуда этого импульса определяется

$$I_C = \frac{EC}{T} \left[1 - \exp\left(-\frac{T}{R_C C}\right) \right]. \quad (3)$$

Очевидно, что для обеспечения работоспособности схемы тиристорного ключа, то есть для исключения самовключения тиристора VS при подаче линейно нарастающего напряжения $u_{ак}$, необходимо выполнение неравенства

$$I_C < I_{C\max}, \quad (4)$$

где величина $I_{C\max}$ определяет критическую величину тока i_c , при которой возможен момент регенеративного последовательного включения транзисторов $VT1$ и $VT2$ схемы (рис. 1).

С учетом изложенного можно сделать вывод, что для уменьшения тока управляющего электрода $i_{уэ}$, то есть для исключения самовключения тиристора VS , необходимо увеличение величины времени нарастания T напряжения $u_{ак}$ и/или уменьшение величины сопротивления резистора $R_{ДА}$.

Первое направление решается обычно путем введения индуктивного элемента в цепь тока анода тиристора. Однако это может вызвать появление коммутационных перенапряжений в схеме при рабочей коммутации тока

анода тиристора в процессе функционирования устройства преобразования электрической энергии. Кроме того, введение материалоемкого индуктивного элемента вызывает увеличение стоимости схемы. Второе направление обуславливает снижение энергетической эффективности управляющей цепи тиристора за счет необходимости уменьшения сопротивления резистора $R_{ДА}$ (см. схему рис. 1).

Иллюстрация самовключения тиристора, если в схеме ключа не выполняется условие (4), показана на временных диаграммах (рис. 3), где пунктиром показан график изменения напряжения $u_{ак}$ при отсутствии процесса самовключения тиристора. Для этой временной диаграммы амплитуда тока

$$I_{C\text{вкл}} = \frac{EC}{T} \left[1 - \exp\left(-\frac{T_{\text{вкл}}}{R_C C}\right) \right]. \quad (5)$$

В соответствии со схемой (рис. 1) ток заряда конденсатора $C_{а-уэ}$ складывается из двух оставяющихся:

$$i_c = i_R + i_{61} \quad (6)$$

Как показано в [3], возникновение регенеративного процесса включения транзисторов $VT1$ и $VT2$ схемы (рис. 1) при прочих равных условиях определяется произведением их коэффициентов передачи базового тока $H_{21\beta 1}$ и $H_{21\beta 2}$ соответственно. Известно также, что величина коэффициентов $H_{21\beta}$ в общем случае существенно зависит от величины базового тока i_b транзисторов, приближаясь

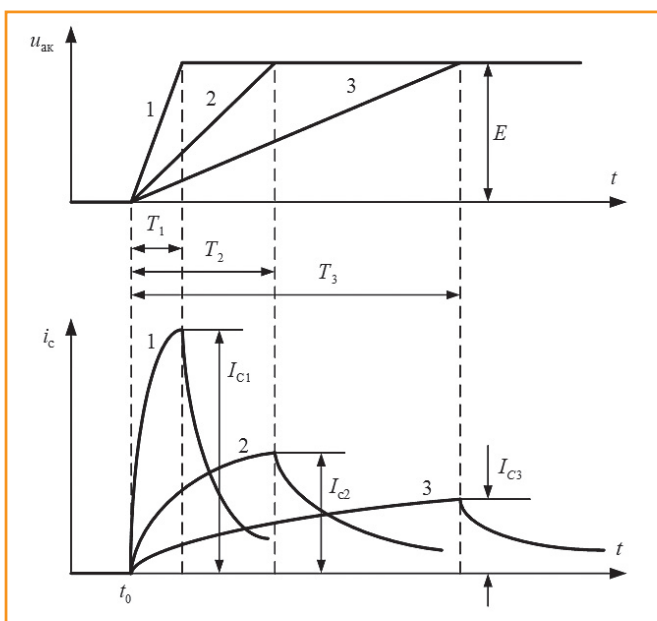


Рис. 2. Временные диаграммы работы схемы рис. 1 при отсутствии момента самовключения тиристора VS

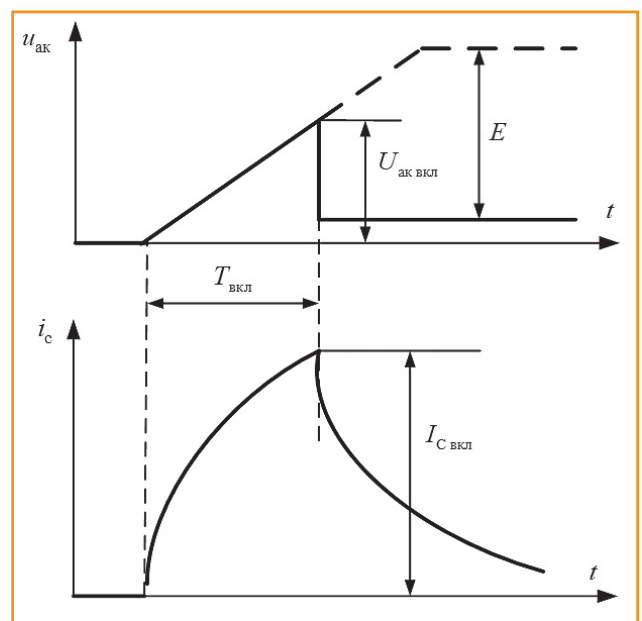


Рис. 3. Иллюстрация процесса самовключения тиристора VS

к нулю при достаточно малых значениях тока $i_{б'}$. В наиболее значимой степени это проявляется при напряжении перехода база-эмиттер $u_{бэ} < U_{бэ0}$, где $U_{бэ0}$ – пороговое напряжение этого перехода, входная характеристика которого представляется в виде ломаной функции с параметрами $U_{бэ0}$ и дифференциального сопротивления $R_{диф}$. Очевидно, что уменьшение сопротивления резистора $R_{ДА}$ снижает уровень напряжения $u_{бэ}$, что снижает вероятность самовключения тиристорного ключа.

Это может быть реализовано путем введения кратковременного шунтирования управляющего входа (УЭ) тиристора VS полупроводниковым элементом, например, транзисторным ключом, который должен находиться во включенном состоянии на протяжении времени нарастания T напряжения $u_{ак}$.

Схематехническая реализация подобного принципа управления тиристором приведена на рис. 4, где транзистор $VT_{ш}$ выполняет функцию шунтирования перехода база-эмиттер транзистора $VT1$ транзисторной эквивалентной схемы тиристора VS.

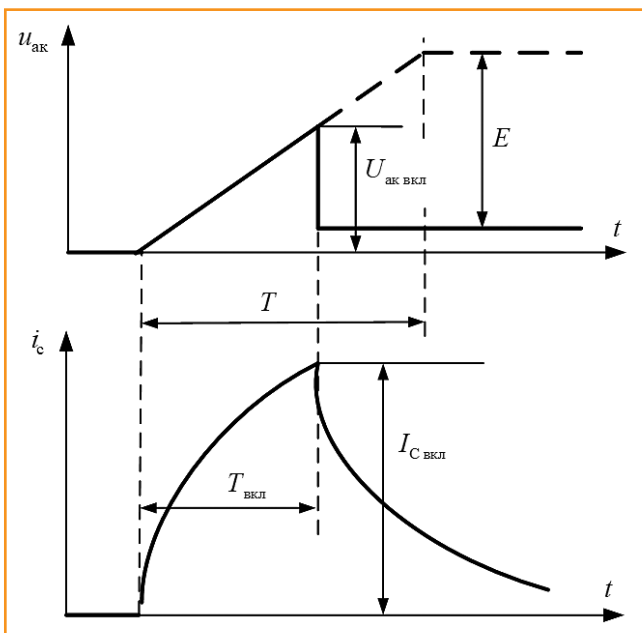


Рис. 4. Схема тиристорного ключа с шунтированием управляющего электрода тиристора

Управление транзистором $VT_{ш}$ осуществляется последовательной цепочкой, состоящей из конденсатора $C_{ш}$ и резистора $R_{ш}$. Очевидно, что эта цепь по выполняемой функции аналогична конденсатору $C_{а-уэ}$ схемы (рис. 1).

Однако при этом должно выполняться условие:

$$T_{вклш} > T_{вкл}, \quad (7)$$

где $T_{вклш}$ – интервал времени до момента включения транзистора $VT_{ш}$; $T_{вкл}$ – интервал времени, показанный на временных диаграммах (рис. 3).

Исходя из этого ток заряда конденсатора $C_{ш}$, требующийся для обеспечения работоспособности схемы тиристорного ключа, должен присутствовать на протяжении интервала времени T . При этом амплитуда импульса тока заряда $C_{ш}$ будет находиться из выражения

$$I_{Cш} = \frac{EC_{ш}}{T} \left[1 - \exp\left(-\frac{T}{R_{ш}C_{ш}}\right) \right]. \quad (8)$$

Величина тока базы $i_{бш}$ транзистора $VT_{ш}$ при его включенном состоянии определяется необходимостью его работы в режиме насыщения, так как только при этом для биполярных транзисторов выполняется неравенство: $U_{кэнас} < U_{бэ'}$, где $U_{кэнас}$ – падение напряжения на переходах коллектор-эмиттер VT в режиме насыщения [1, 4]. Тогда напряжение на входе тиристора VS будет равно: $U_{уэ} < U_{бэ0'}$, где $U_{бэ0}$ – соответствует пороговому напряжению перехода база-эмиттер транзистора $VT1$ для принятой выше модели его входной характеристики. При этом будем иметь $i_{б1} \rightarrow 0$, что соответственно обусловит $i_{к1} \rightarrow 0$. Очевидно, что в этом случае обеспечивается надежное шунтирование входа транзистора $VT1$ транзисторной эквивалентной схемы тиристора при наличии его тока коллектора $I_{кш} = I_{Cш}$, где $I_{Cш}$ определяется из выражения (5). В соответствии с этим для обеспечения достаточного надежного шунтирования входа тиристора VS и полу-

чения его самовключения необходимо выполнение неравенства

$$I_{бш} \geq N_{ш} \frac{EC_{ш}}{TH_{21эш}} \left[1 - \exp\left(-\frac{T}{R_{ш}C_{ш}}\right) \right], \quad (9)$$

где $N_{ш}$ и $H_{21эш}$ – степень насыщения и коэффициент передачи базового тока транзистора $VT_{ш}$ соответственно.

Выбор величин сопротивления резистора $R_{ш}$ и емкости конденсатора $C_{ш}$ в выражении (9) при условии их соответствующего соотношения с другими параметрами схемы позволяет полностью исключить эффект самовключения тиристорного ключа при подключении к нему напряжения $u_{ак}$.

В результате проведенного анализа определены направления исключения самовключения тиристора при подключении к нему напряжения $u_{ак}$ и предложено схематехническое решение, позволяющее повысить надежность работы тиристорного ключа в устройствах и системах преобразования электрической энергии различных объектах инфраструктуры железнодорожного транспорта. Получены условия для определения требуемых параметров схемы тиристорных ключей.

Литература

1. Справочник по силовой электронике / Ю.К. Розанов, П.А. Воронин, С.Е. Рывкин, Е.Е. Чаплыгин. – М.: Издательский дом МЭИ, 2014. – 472 с.
2. Бондаренко А.В., Сергеев Б.С. Анализ силовых полупроводниковых приборов для устройства электропитания сложных ИТ-систем / Труды VII НТК «Интеллектуальные системы управления на железнодорожном транспорте. Компьютерное и математическое моделирование (ИСУЖТ). – М.: ОАО «НИИАС», 2018. – С. 140–142.
3. Пикалин Ю.А., Сергеев Б.С., Бондаренко А.В. Повышение надежности функционирования силовых преобразователей электрической энергии железнодорожного транспорта // Транспорт Урала, 2018, № 3. – С. 55–57.
4. Воронин П.А. Силовые полупроводниковые ключи: семейство характеристик, применение. – М.: Изд. дом Додека-XXI, 2001. – 384 с.

Бондаренко Анна Викторовна

Родилась в 1978 году. В 2000 году окончила Уральскую государственную академию путей сообщения (УрГАПС) по специальности «Инженер-электромеханик». Опыт работы – 18 лет. В настоящее время работает доцентом кафедры «Электрические машины» Уральского государственного университета путей сообщения (УрГУПС). Имеет более 10 публикаций и изобретений.

Сергеев Борис Сергеевич

Родился в 1941 году. В 1964 году окончил Уральский электромеханический институт инженеров транспорта (УЭМИИТ) по специальности «Автоматика, телемеханика и связь на железнодорожном транспорте». Доктор

технических наук, профессор. В 1993 году защитил диссертацию по теме «Силовая электроника». Опыт работы – 55 лет. В настоящее время работает профессором кафедры «Электрические машины» Уральского государственного университета путей сообщения (УрГУПС). Имеет 190 научно-технических публикаций, включая 4 монографии, 130 авторских свидетельств и патентов на изобретения.

Судейманов Рашид Яхъевич

Родился в 1941 году. В 1969 году окончил Уральский электромеханический институт инженеров транспорта (УЭМИИТ) по специальности «Инженер-электромеханик». Кандидат технических наук, доцент. В 1980 году защитил диссертацию по теме «Электроснабжение систем железнодорожного транспорта». Опыт работы – 39 лет. В настоящее время работает профессором кафедры «Электрические маши-

ны» Уральского государственного университета путей сообщения (УрГУПС). Имеет более 30 публикаций и изобретений.

Bondarenko Anna

Was born in 1978. In 2000 he graduated from Ural State University of Railway Transport (USURT) with a degree in electrical engineer. Has 18 years of working experience. At present he is an associate professor of “Electrical machines” department at Ural State University of Railway Transport (USURT). Has more than 10 scientific publications and inventions.

Sergeev Boris

Was born in 1941. In 1964 he graduated from Ural Electromechanical Institute of Transport Engineers (UEITE) with a degree in “Automation, remote control and communication in railway transport”. Doctor of technical sciences, professor. In 1993

he defended his thesis on the topic “Power electronics”. Has 55 years of working experience. At present he is a professor of “Electric machines” department at Ural State University of Railway Transport (USURT). Has 190 scientific and technical publications, including 4 monographs, 130 copyright certificates and patents for inventions.

Suleymanov Rashit

Was born in 1941. In 1969 he graduated from Ural Electromechanical Institute of Transport Engineers (UEITE) with a degree in electrician engineer. Candidate of engineering sciences, assistant professor. In 1980 he defended his thesis on the topic “Power supply of railway transport systems”. Has 39 years of working experience. At present he is a professor of “Electric machines” department at Ural State University of Railway Transport (USURT). Has more than 30 scientific publications and inventions.

Технологические особенности формирования рельефа на пластинах монокристаллического LiTaO_3 в плазме на основе SF_6

// Technological features of the formation of relief on the surface monocrystalline LiTaO_3 in plasma based on SF_6 //

Коняев И.В., Владимирова Л.Н., к.х.н., доцент,
Бормонтов Е.Н., д.ф.-м.н., профессор,
Воронежский государственный университет, Воронеж

Бородкин И.И., к.т.н.,
Научно-исследовательский институт электронной техники, Воронеж

В статье представлены результаты исследования по влиянию технологических параметров процесса травления танталата лития в плазме на основе SF_6 . В качестве материала маски для травления использовался алюминий толщиной 0,5 мкм, нанесенный методом магнетронного распыления. Необходимая топология маски формировалась методами контактной фотолитографии и жидкостным травлением. Исследования по плазмохимическому травлению LiTaO_3 проводились на установке Corial D250. Было продемонстрировано, что подводимая мощность не оказывает существенного воздействия на профиль травления, но влияет на скорость. При проведении экспериментов удалось получить отверстия глубиной несколько микрон с углом наклона боковых стенок 60°. Используемый в качестве маски алюминий позволил в исследуемых режимах обработки добиться показателя селективности по отношению к LiTaO_3 более 20:1. Добавка аргона в количестве 30 об.%, позволяющая увеличить скорость травления при соответствующей мощности, не приводит к более выраженному анизотропному профилю травления. При этом наблюдается ухудшение качества поверхности маскирующего покрытия из-за переосаждения металла.
Ключевые слова: плазмохимия, танталат лития, радикалы фтора, топология поверхности, угол наклона боковой стенки.

The research results on the influence of technological parameters of the etching process of lithium tantalate in plasma based on SF_6 is presented in this article. Aluminum 0.5 μm thick obtained by magnetron sputtering was used as the etching mask material. The required topology of the mask was formed by contact photolithography and liquid etching. Experiments were performed on a Corial D250 with a diode-type reaction chamber. It was demonstrated that the input power does not have a significant impact on the etching profile, but it affects the etching rate. During the experiments, it was possible to obtain holes of a few microns in depth with the angle of inclination of the side walls of 60°. The aluminum used as a mask made it possible in the applied treatment modes to achieve a selectivity index with respect to LiTaO_3 more than 20:1. The addition of argon in the amount of 30 vol.% allowing to increase the etching rate at an appropriate power does not lead to a more pronounced anisotropic etching profile. There is a degradation in the quality of the surface at the same time.
Keywords: plasma chemistry, lithium tantalate, fluorine radicals, surface topology, sidewall slope angle.

Уникальный набор физико-химических свойств танталата лития (LiTaO_3) делает этот материал важным в ряде областей применения при производстве таких приборов, как пирозлектрические детекторы, электрооптические модуляторы, пьезоэлектрические преобразователи и ряд

других устройств. Высокие нелинейные свойства, электрооптические и акустооптические коэффициенты LiTaO_3 позволяют создавать на его основе как активные, так и пассивные элементы [1]. Были приложены значительные усилия по исследованию особенностей травления этого материала

для того, чтобы иметь возможность расширить сферу его применения. Но как бы широко ни использовался танталат лития, он все еще остается нетрадиционным материалом с точки зрения создания микро-рельефа, и процессы формирования элементов топологии с высоким аспектным соотношением на его основе не всегда возможны.

Методы сухого травления используются для разных кристаллографических ориентаций. Метод плазмохимического травления при этом один из самых интересных и широкодоступных. Его значительным преимуществом перед методами физического распыления является возможность получения сильно отличающихся скоростей травления для химически разных материалов [2]. Это необходимо при травлении через маску. Селективность травления обусловлена различием элементарных стадий данного процесса, происходящих на поверхности (адсорбция, химическая реакция, десорбция продуктов реакции). В работах [3, 4] была продемонстрирована возможность травления танталата лития в плазме на основе SF_6 . Формирование структур с высоким аспектным соотношением фактически серьезно осложняется из-за образования в процессе травления твердого продукта реакции – фторида лития (LiF), который имеет высокую температуру кипения при нормальных условиях (1949°K).

Подготовка образцов

В работе [5] сообщается о применении метода взрывной фотолитографии для формирования никелевой маски на поверхности ниобата лития, родственного материала с точки зрения физико-химических свойств. При этом отмечается ряд проблем, связанных с технологическими ограничениями данного метода. Для реализации подобной технологии слой фоторезиста должен быть существенно толще слоя напыляемого металла, который в свою очередь определяет максимальную

глубину травления исходя из селективности процесса. Второй существенной проблемой является нарушенный рельеф края маски, полученный после взрывной фотолитографии, что отражается на неточностях при формировании структур в подложке ниобата лития. Данные ограничения еще более усугубляются при микронном и субмикронном рисунке, делая попросту невозможным получение подобного рельефа. Исходя из вышеописанного, пришлось отказаться от данного метода и прибегнуть к традиционной литографии при исследовании особенностей формирования рельефа на пластинах монокристаллического LiTaO_3 .

В качестве маскирующего покрытия в данной работе использовался алюминий толщиной 0,5 мкм, так как хорошо известна устойчивость данного металла при травлении во фторсодержащей плазме.

Технология традиционной фотолитографии предполагает следующие этапы (рис. 1).

Для создания маски использовался тестовый фотошаблон с периодической

полосовой структурой шириной 3 мкм, длиной 55 мкм, а также с отверстиями диаметром 5 и 9 мкм. Формирование металлического покрытия производилось методом магнетронного распыления на установке «Оратория» О1НИ-7-006, после чего методом центрифугирования наносился слой фоторезиста марки Microposit S1813 G2 SP15. Для этого пластина подается на столик центрифуги с вакуумным прижимом. Затем центрифуга раскручивается до 4000 об/мин, и дозированно наносится фоторезист. В течение 15 с происходит равномерное распределение фоторезиста и удаление излишков, после чего выполняется ИК-термообработка пластины на треке при температуре 95 °С. Следует учитывать, что длительное воздействие температуры снижает чувствительность фоторезиста к свету. Толщина полученного слоя составляла порядка 1 мкм. Для получения более толстых пленок необходимо повторное проведение цикла операций. Для формирования рельефа в слое фоторезиста осуществляется операция совмещения фотоша-

блона с пластиной и экспонирование. Данный процесс проводился в режиме контактной печати на установке ЭМ-576. При этом базовый срез пластины совмещается с метками на фотошаблоне. Экспонирование осуществляется с помощью ртутной лампы ДРШ-350 в течение 10 с.

Проявление экспонированного фоторезиста проходило в щелочном проявителе на основе КОН в течение 5 с, после чего проводился цикл отмывки в деионизованной воде от проявителя и остатков фоторезиста. По данной технологии получают рисунок фоторезиста на поверхности пластины в соответствии с фотошаблоном. Процесс задубливания проводят в термостате при температуре 145 °С в течение часа.

Затем для формирования маски Al проводилось жидкостное травление в растворе $(\text{NH}_4)_2\text{S}_2\text{O}_8$: CH_3COOH : H_3PO_4 : $\text{H}_2\text{O} = 7:4:14:15$. Поскольку имеет место боковое травление, размеры элементов и профили их краев можно контролировать, уменьшая степень перетравливания (оно почти всегда необходимо для компенсации неоднородностей и переноса рисунка на поверхности ступенчатого рельефа). В данном случае контроль производился методом непосредственного визуального наблюдения подвергаемой травлению пленки в оптический микроскоп.

Следующий этап – плазмохимическое доснятие фоторезистивной маски на установке «Плазма-125» ИМ в кислородной плазме.

РЭМ-изображения полученного профиля Al маски представлены на рисунках 2а и 2б.

Затем пластина проходила цикл резки, отмывки в деионизованной воде, и полученные образцы размером $1 \times 1 \text{ см}^2$ использовались для дальнейших экспериментов травления LiTaO_3 , после которых металлическая маска доснималась жидкостным травлением в растворе H_3PO_4 : $\text{H}_2\text{O} = 1:1$ в течение трех минут при $T = 50 \text{ }^\circ\text{C}$.

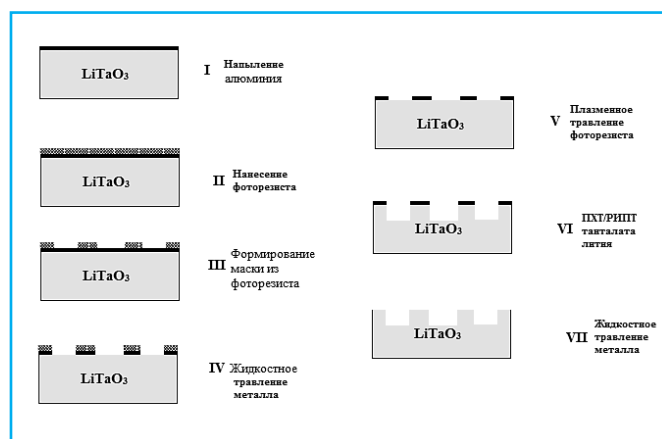


Рис. 1. Этапы формирования микроструктур на поверхности LiTaO_3

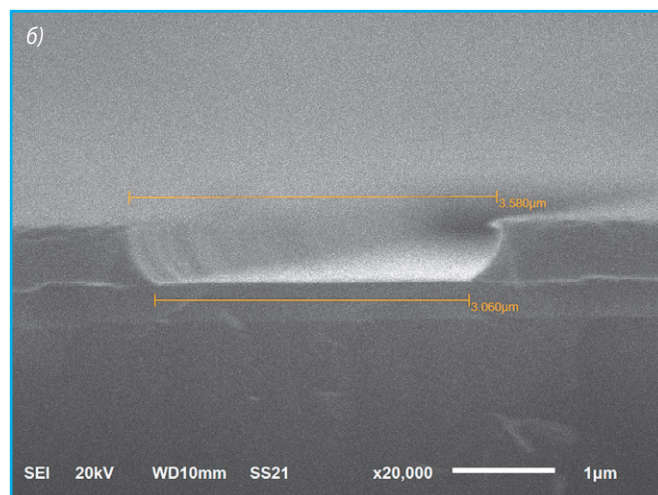
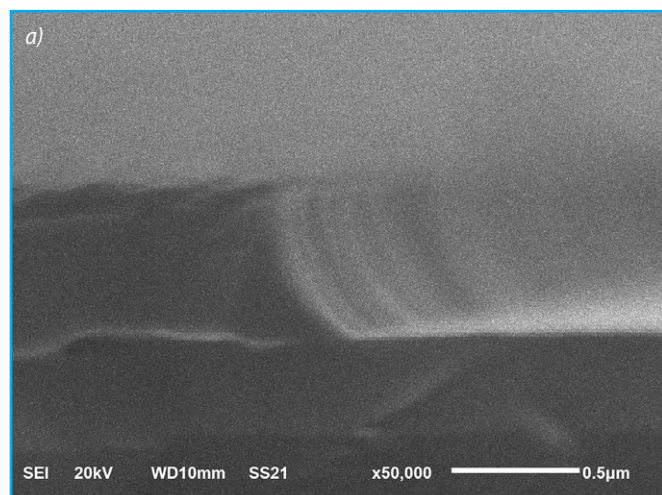


Рис. 2. РЭМ-изображения профиля алюминиевой маски: а) $\times 50000$; б) $\times 20000$

Методика эксперимента и обсуждение результатов

Исследовалось влияние таких технологических параметров, как подводимая мощность (W) и газовая добавка аргона на профиль травления танталата лития в плазме на основе газа SF_6 , а также селективность к маске из алюминия в различных режимах обработки.

Эксперименты проводились на установке с РПК (реакционно-разрядной камерой) диодного типа Corial D250 (Франция). Процесс травления проводился с использованием гексафторида серы (SF_6) с применением добавки Ar при давлении 210 Па и потоке газа $30 \text{ см}^3/\text{мин}$. В [2] более подробно описана методика эксперимента и оборудование.

Конечный профиль стенки определяется не только самим процессом травления, но и профилем металлической маски. Достижимая максимальная глубина травления обычно ограничивается селективностью к маске. В проводимых экспериментах травление осуществлялось на глубину до 5 мкм.

Формирование профиля травления глубиной в несколько микрон

характеризуется существенным растрогом за счет изотропности протекания процесса, таким образом, приемлемых результатов удалось достичь при глубине травления 1–2 микрона. Как показали эксперименты, в исследуемых режимах работы с использованием алюминиевой маски селективность к танталату лития составляла более 20:1.

На рисунках 3а и 3б представлены виды сверху поверхности тестового образца после травления в течение 15 минут при мощности 250 Вт, $T = 280^\circ\text{C}$ и давлении 210 Па до удаления маски из Al. При этом видна пористая пленка LiF внутри отверстий и полос.

На рис. 4 представлен график зависимости угла наклона боковой стенки α от прикладываемой ВЧ-мощности в диапазоне от 100 до 250 Вт.

Наблюдаемая тенденция демонстрирует незначительное увеличение угла наклона стенки при росте подводимой мощности с 50° при 100 Вт до 60° при 250 Вт, что, по-видимому, связано с увеличением вклада ионной (физической) составляющей плазмы. Горизонтальная

составляющая скорости травления и угол наклона – важные параметры, которые накладывают ограничения на формирование топологического рисунка в танталате лития, так как при неправильно подобранных расстояниях растрогов отверстий может привести к их перекрытию до того, как будет достигнута необходимая глубина. РЭМ-изображение профиля травления, полученного при мощности 250 Вт, представлено на рис. 5. Следует отметить воздействие на поверхность ионной составляющей плазмы при 250 Вт и, как следствие, довольно сильную шероховатость за счет радиационных дефектов.

Помимо прочего на рис. 6 видно, что вокруг вытравленных отверстий диаметром 9 мкм наблюдается поднятие металлической маски. Это явление, по-видимому, связано с механизмом травления танталата лития, в результате которого образуется пористый слой твердого продукта (LiF).

Этот приподнятый металл будет микро маскировать края отверстий, приводя к плохому переносу рисунка. Данный краевой эффект может накладывать ограничения на минимальный размер

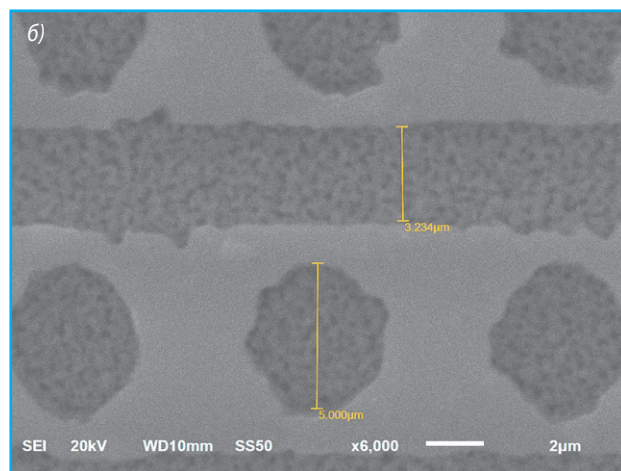
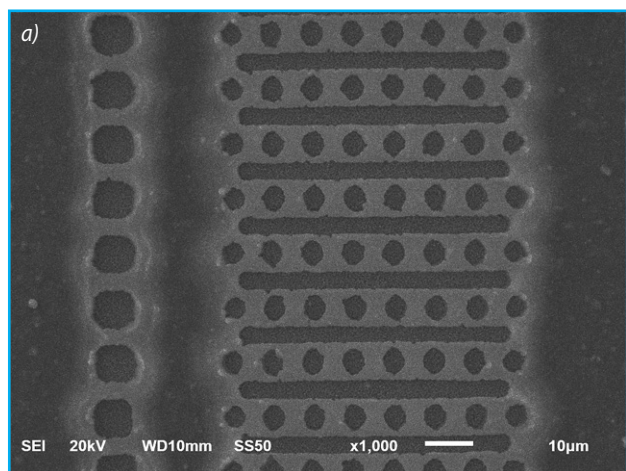


Рис. 3. РЭМ-изображения поверхности после травления: а) $\times 1000$; б) $\times 6000$

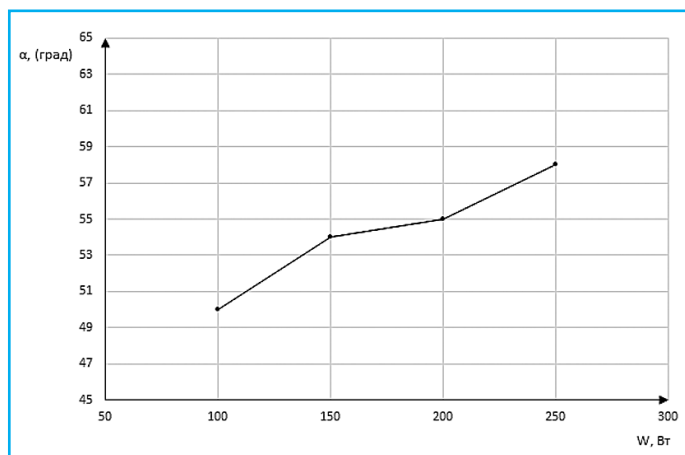


Рис. 4. График зависимости угла наклона боковой стенки от мощности

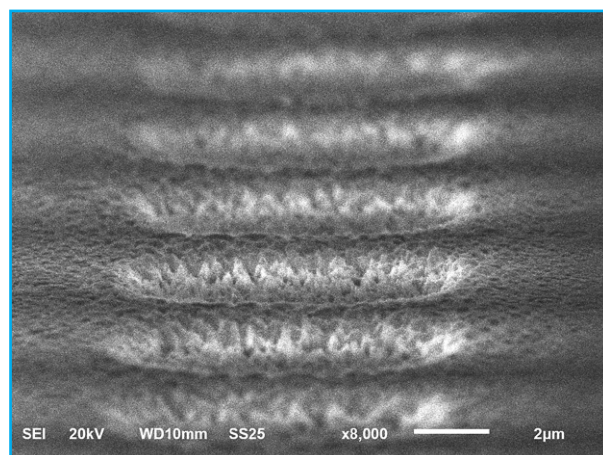


Рис. 5. РЭМ-изображение протравленных микроструктур

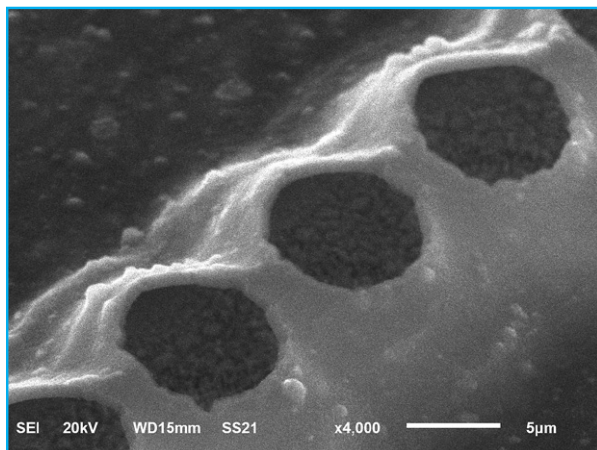


Рис. 6. РЭМ-изображение поверхности после травления до снятия алюминиевой маски

топологии, получаемой с применением данного подхода.

Также исследовалось влияние аргонной добавки на угол наклона боковой стенки поверхности. Ранее в [3] было установлено, что добавка Ar в количестве 30 об.% приводит к увеличению скорости травления, оказывая активационное воздействие на поверхность обрабатываемого в плазме материала. Предполагалось, что ионная составляющая поможет сформировать более анизотропный профиль при травлении. Анализ результатов показал, что в процессе травления происходит переосаждение распыленного металла, приводящее к нарушению рельефа маскирующего покрытия и, как следствие, плохому воспроизведению топологии. При этом визуальная оценка качества получаемой поверхности по изображениям, полученным на растровом микроскопе, демонстрирует более шероховатый профиль, чем при отсутствии аргона, в схожих технологических режимах обработки. Таким образом, можно сделать вывод о непригодности Al, нанесенного методом магнетронного распыления, в качестве маски при проведении процессов травления в смеси SF_6 с Ar.

Выводы

В статье представлены результаты влияния технологических параметров на профиль травления танталата лития в плазме на основе гексафторида серы. Был реализован процесс травления на глубину несколько микрон и получение профиля с углом 60° при приложении мощности ВЧ-разряда 250 Вт, температуре образца $280^\circ C$ и давлении 210 Па. Используемый в качестве маски алюминий, нанесенный методом магнетронного

напыления, в используемых режимах обработки позволил добиться показателя селективности по отношению к $LiTaO_3$ более 20:1.

Литература

1. Кузьминов Ю.С. Ниобат и танталат лития – материалы для нелинейной оптики. – М.: Наука. 1975. – 224 с.
2. Ефремов А.М. Вакуумно-плазменные процессы и технологии: Учеб. пособие / А.М. Ефремов, В.И. Светцов, В.В. Рыбкин // ГОУВПО Иван. гос. хим.-технол. ун-т. Иваново. 2006. – 260 с.
3. Коняев И.В., Владимиров Л.Н., Бормونت Е.В., Буслов В.А., Сизаск Е.А. Особенности кинетики травления ниобата и танталата лития во фторсодержащей плазме // Вестник ВГТУ, 2017, т. 13, № 3. – С. 123–127.
4. Коняев И.В., Владимиров Л.Н., Бормونت Е.В., Буслов В.А., Бородин И.И. Влияние газовых добавок Ar, N_2 и N_2O на кинетику травления танталата лития во фторсодержащей плазме // Вестник ВГТУ, 2018, т. 14, № 3. – С. 150–155.
5. Benchabane S., Robert L., Rauch J.-I., Kheif A., Laude V. Highly selective electroplated nickel mask for lithium niobate dry etching // Appl. phys. lett., 2009, vol. 105, no. 109, id. 094109-094109-6. doi: 10.1063/1.3125315.

Коняев Иван Васильевич

Родился в 1991 году. В 2014 году окончил Воронежский государственный университет (ВГУ) по специальности «Электроника и нанoeлектроника». Опыт работы – 6 лет. В настоящее время работает инженером-технологом 2-й категории в Научно-исследовательском институте электронной техники (НИИЭТ). Имеет 3 публикации.

Владимирова Людмила Николаевна

Родилась в 1949 году. В 1972 году окончила Воронежский государственный университет (ВГУ) по специальности «Химия». Кандидат химических наук, старший научный сотрудник. В 1975 году защитила диссертацию по теме «Исследование процесса анодного окисления кремния в неводных электролитах». Опыт работы – 46 лет. В настоящее время работает преподавателем в Воронежском государственном университете (ВГУ). Имеет более 60 публикаций.

Бормонтов Евгений Николаевич

Родился в 1951 году. В 1973 году окончил Воронежский государственный университет (ВГУ) по специальности «Физика полупроводников и микроэлектроника». Доктор физико-математических наук, профессор. В 2001 году защитил диссертацию по теме «Многослойные полупроводниковые структуры с неоднородно распределенными пара-

метрами». Опыт работы – 45 лет. В настоящее время работает заведующим кафедрой «Физика полупроводников и микроэлектроника» Воронежского государственного университета (ВГУ). Имеет 170 опубликованных работ, в том числе 1 монографию.

Бородин Игорь Иванович

Родился в 1973 году. В 1995 году окончил Воронежский государственный университет (ВГУ) по специальности «Микроэлектроника». Кандидат технических наук. В 2012 году защитил диссертацию по теме «Влияние конструктивно-технологических факторов на электрические параметры мощных ВЧ и СВЧ МОП транзисторов». Опыт работы – 45 лет. В настоящее время работает начальником лаборатории в Научно-исследовательском институте электронной техники (НИИЭТ). Имеет 5 публикаций и 1 патент на изобретение.

Konyaev Ivan

Was born in 1991. In 2014 he graduated from Voronezh State University (VSU) with a degree in "Electronics and Nanoelectronics". Has 6 years of working experience. At present he is a process engineer of the 2nd category at the Research Institute of Electronic Equipment (NIET). Has 3 scientific publications.

Vladimirova Lyudmila

Was born in 1949. In 1972 she graduated from Voronezh State University (VSU) with a degree in chemistry. Candidate of chemical sciences, senior research associate. In 1975 she defended his thesis on the topic "Study of the process of anodic oxidation of silicon in non-aqueous electrolytes". Has 46 years of working experience. At present she is a teacher at Voronezh State University (VSU). Has more than 60 scientific publications.

Bormontov Eugeniy

Was born in 1951. In 1973 he graduated from Voronezh State University (VSU) with a degree in "Semiconductor Physics and Microelectronics". Doctor of physics and mathematics, professor. In 2001 he defended his thesis on the topic "Multilayer semiconductor structures with non-uniformly distributed parameters". Has 45 years of working experience. At present he is a head of "Physics of semiconductors and microelectronics" department at Voronezh State University (VSU). Has 170 published works, including 1 monograph.

Borodkin Igor

Was born in 1973. In 1995 he graduated from Voronezh State University (VSU) with a degree in microelectronics. Candidate of engineering sciences. In 2012 he defended his thesis on the topic "The influence of structural and technological factors on the electrical parameters of high-power RF and microwave MOS transistors". Has 45 years of working experience. At present he is a head of laboratory at the Research Institute of Electronic Equipment (NIET). Has 5 scientific publications and 1 patent for invention.

Катодный материал состава $\text{LiNi}_{0,33}\text{Mn}_{0,33}\text{Co}_{0,33}\text{O}_2$ с покрытием из восстановленного оксида графена

// Lithium-ion rechargeable battery cathode material $\text{LiNi}_{0,33}\text{Mn}_{0,33}\text{Co}_{0,33}\text{O}_2$ coated by reduced graphene oxide //

Корнилов Д. Ю., к. т. н.,
ООО «АкКо Лаб», Москва

В работе приведены результаты исследований катодного материала литий-ионного аккумулятора (ЛИА) состава $\text{LiNi}_{0,33}\text{Mn}_{0,33}\text{Co}_{0,33}\text{O}_2$ (NMC) с покрытием из восстановленного оксида графена (ВОГ), полученным путем обработки порошкообразного катодного материала в спиртовой дисперсии оксида графена (ОГ). Представлены катодные материалы с покрытием из восстановленного оксида графена толщиной не более двух монослоев углерода. Приведены результаты рентгенофазового анализа (РФА), сканирующей электронной микроскопии (СЭМ), а также результаты электрохимических испытаний. Установлено различие электрохимических характеристик исследуемых материалов как в отношении допустимой плотности токов заряда/разряда (от 0,1 до 5 С), так и в отношении их энергоемкости (от 117 до 174 мАч/г). Результаты исследований демонстрируют синергетический эффект от модификации поверхности высокоэнергоемких катодных материалов покрытием из восстановленного оксида графена, способствующей в сравнении со значениями исходных образцов катодных материалов меньшему снижению энергоемкости при увеличении скорости заряда/разряда литий-ионного аккумулятора. Данный эффект может найти широкое применение в производстве источников питания.

Ключевые слова: литий-ионный аккумулятор, катодный материал, оксид графена, восстановленный оксид графена.

Если мы посмотрим на значимые изобретения, которые были введены в сферу обычного потребления за последние 20 лет, то обязательно выделим развитие мобильных телефонов до уровня многофункциональных смартфонов или изменение компьютерной техники до уровня современных высокопроизводительных ультрабуков и планшетных

This article shows results of research work which focused on a modification of lithium-ion rechargeable battery cathode material $\text{LiNi}_{0,33}\text{Mn}_{0,33}\text{Co}_{0,33}\text{O}_2$ (NMC) by reduced graphene oxide coating. The techniques of coating is ultrasonic dispergation of cathode material powder in graphene oxide alcoholic solution. Investigated cathode materials powders with not in full completely covered dense of reduced graphene oxide layers with thickness of two layers. The physical property and electrochemical performance of the cathode materials were characterized by X-ray diffraction, scanning electron microscopy, cyclic voltammetry, charge/discharge testing (0,1–5C). Showed that tested materials have different electrochemical characteristics, as for energy density (117–174 mAh/g) and as for discharge current (0,1C–5C). The promising results demonstrated synergetic effect from modification of cathode material by reduced graphene oxide coating which showed that modified cathode material have higher capacity than not modified NMC when its tested by discharge current 5C. Research work results can be used for batteries making technology.
Keywords: lithium ion rechargeable battery, cathode material, graphene oxide, reduced graphene oxide

компьютеров. Однако полноценная работа таких устройств требует больших энергозатрат, при этом современные типы аккумуляторов не способны выдерживать должной нагрузки в течение длительного периода времени, что негативным образом сказывается на потребительских качествах современных гаджетов.

В автомобильной индустрии наблюдаются не менее важные достижения, а именно создание высокотехнологичного электромобиля для повседневной жизни. Такие именитые компании, как Ford Motor Co., General Motors Co., BMW, Renault и Tesla Motors Inc., демонстрируют сегодня успешную реализацию пригодных к эксплуатации автомобилей с полностью электрическим или гибридным типом двигателя. Тем не менее с электромобилями складывается проблема, аналогичная современным типам гаджетов: недостаточная энергоемкость применяемых аккумуляторов [1]. Большинство электромобилей способны проехать на одном заряде аккумулятора не больше пары сотен километров, что в условиях слабого развития инфраструктуры и относительно длительного времени зарядки (обычно несколько часов) не позволяет им стать по-настоящему массовым продуктом.

Таким образом, обстоятельство недостаточной энергоемкости, недостаточной скорости заряда/разряда, недостаточной стабильности характеристик в ходе циклирования заставляют разработчиков искать перспективные технологии в изготовлении аккумуляторов, которые позволили бы выпускать легкие, компактные и при этом более емкие и мощные устройства хранения энергии.

Улучшение характеристик современных литий-ионных аккумуляторов неразрывно связано с исследованиями по синтезу новых или повышению эффективности существующих электродных материалов [2]. Одним из направлений подобных исследований является анализ возможности сочетания свойств катодных материалов и графена – материала, обладающего характеристиками, весьма важными для работы химического источника тока, а именно: высокая электропроводность, прочность, эластичность, теплопроводность, большая площадь поверхности [3–10]. Еще одним преимуществом использования графена в ЛИА

является возможность его поверхностной модификации – в случае оксида графена содержащиеся на поверхности различные функциональные группы могут являться основой для образования наночастиц переходных металлов. Кроме того, разнобразные методики синтеза позволяют получать как графен, так и его оксиды с различными структурными и физико-химическими характеристиками, что открывает большие перспективы в аккумуляторостроении.

Целью данной работы являлось определение возможности модификации порошкообразного катодного материала литий-ионного аккумулятора состава $\text{LiNi}_{0,33}\text{Mn}_{0,33}\text{Co}_{0,33}\text{O}_2$ путем нанесения на поверхность частиц NMC покрытия из восстановленного оксида графена, исследование полученных материалов рядом физико-химических методов, а также сравнение результатов их электрохимических испытаний.

Методы синтеза и анализа

Применяемый в работе катодный материал состава $\text{LiNi}_{0,33}\text{Mn}_{0,33}\text{Co}_{0,33}\text{O}_2$ был получен твердофазным методом синтеза, заключающимся в смешении гидроксида лития и карбонатов никеля, марганца, кобальта в мольном соотношении (3:1:1) в планетарной шаровой мельнице в течение 2 ч при скорости 100 об/мин. Полученный порошкообразный материал подвергался термической обработке в муфельной печи при температуре 900 °С в течение 16 ч в атмосфере воздуха, затем измельчался в шаровой мельнице и просеивался через сито с размером ячейки 50 мкм. Катодный материал был охарактеризован современными методами физико-химического анализа. Более детальная методика синтеза и характеристики полученного NMC представлены в публикациях [11, 12].

Применяемый в работе оксид графена был получен путем окисления природного графита (содержание углерода 99,9 мас.%) методом Хаммерса. Для получения дисперсии ОГ с концентрацией 2 мг/мл навеску ОГ необходимой массы обрабатывали в этиловом спирте под действием ультразвука в течение 20 мин (частота 22,4 кГц, удельная мощность 0,5–1 Вт/см³). Полученная дисперсия содержала чешуйки ОГ латеральным размером от 0,1 до 4 мкм и толщиной до 1,5 нм, охарактеризованные современными методами физико-химического анализа. Более детально методика синтеза и характеристики ОГ

представлены в ранее изданных публикациях [13, 14].

Методика получения покрытия из восстановленного оксида графена на поверхности частиц NMC заключалась в обработке порошкообразного катодного материала с массой навески 5 г в спиртовой дисперсии оксида графена объемом 25 мл с содержанием оксида графена 1,7 мг/мл под действием ультразвука (частота 22,4 кГц, удельная мощность 0,5–1 Вт/см³) в течение 10 минут при интенсивном перемешивании. Обработанный по вышеописанной методике катодный материал отделялся из суспензии методом декантации, после чего производилась его сушка при 90 °С на протяжении 8 часов, затем высокотемпературная термообработка при 500 °С в течение 3 часов со скоростью нагрева 2 °С/мин, в результате которой происходило термическое восстановление оксида графена.

Исследование морфологии поверхности катодного материала проводилось на сканирующем электронном микроскопе Zeiss Supra 40 VP (Германия). Ускоряющее напряжение при получении изображений во вторичных и обратном рассеянных электронах составляло 1–10 кВ.

Рентгенофазовый анализ производился на дифрактометре Bruker Advanced 8 (Германия). Рабочий режим – 40 кВ, 40 мА, Си-излучение, никелевый фильтр, диапазон измерений 2θ 10–80°, шаг по углу сканирования 0,02°. При расшивке дифрактограмм использовалась база данных International Centre for Diffraction Data.

Электрохимические испытания полученных материалов производились на автоматизированном зарядно-разрядном измерительно-вычислительном комплексе компании «АК Бустер» (Россия) по трехэлектродной схеме в сборно-разборных тefлоновых ячейках, где в качестве вспомогательного электрода и электрода сравнения применялся металлический литий. Electroды для проведения электрохимических испытаний были выполнены следующим образом: гомогенизированную смесь (90% катодный материал, 5% ацетиленовая сажа (Timcall), 5% поливинилиденфторид (PVDF), растворенный в N-метилпирролидоне) наносили на алюминиевый токосъем размером 15×27,5 мм и сушили при температуре 80 °С в течение 1 часа, затем производилась вакуумная термообработка при 120 °С в течение 12 часов. Сборку тестовых электрохимических ячеек производили в среде высокочистого аргона с использованием

перчаточного бокса PureLab HE Glovebox (США), в работе применялся электролит марки SelectiLyte LP71 (США) и сепаратор Dreamweaver Silver AR™40 (США).

Результаты и их обсуждение

С целью анализа возможности получения на поверхности частиц катодного материала покрытий из восстановленного оксида графена в эксперименте использовалась навеска катодного материала массой 5 г, обработка которого производилась путем ультразвукового диспергирования в спиртовой дисперсии оксида графена с концентрацией 1,7 мг/мл объемом 25 мл.

Методом сканирующей электронной микроскопии (СЭМ) было установлено, что в сравнении с исходным образцом NMC (рис. 1а, 1б, 1с) образец NMC (ВОГ), полученный путем обработки навески катодного материала в спиртовой дисперсии оксида графена, имеет частичное покрытие (рис. 1д, 1е), сквозь которое наблюдаются кристаллиты катодного материала. Кроме того, удалось установить, что полученное покрытие состоит из двух монослоев углерода (рис. 1ф).

На рис. 2 представлены спектры рентгенофазового анализа исходного образца NMC и образца NMC с покрытием из восстановленного оксида графена, а также для сравнения представлен типовой спектр восстановленного оксида графена. Все рефлексы на дифрактограмме исходного образца NMC имеют высокие значения интегральных интенсивностей пиков, характерные для кристаллической структуры $\alpha\text{-NaFeO}_2$, его структура состоит из слоев октаэдров MO_6 ($M = \text{Ni}, \text{Co}, \text{Mn}$) и расположенных между ними атомов лития. Рефлексы дифрактограмм исходного образца NMC и образцов, имеющих покрытие из восстановленного оксида графена, полностью совпадают, наблюдается различие только в снижении интенсивности пиков для образца NMC (ВОГ). Однако наличие уширенного рефлекса ($2\theta = 25,5^\circ$), характерного для восстановленного оксида графена, в образце NMC (ВОГ) обнаружить не удалось, что, возможно, связано с низким содержанием ВОГ в массиве катодного материала.

По результатам электрохимического циклирования была установлена удельная емкость исходного катодного материала в 174 мАч/г при токе разряда C/2, при этом стабильность емкостных характеристик сохранилась на протяжении 50 циклов, падение емкости составило 6%.

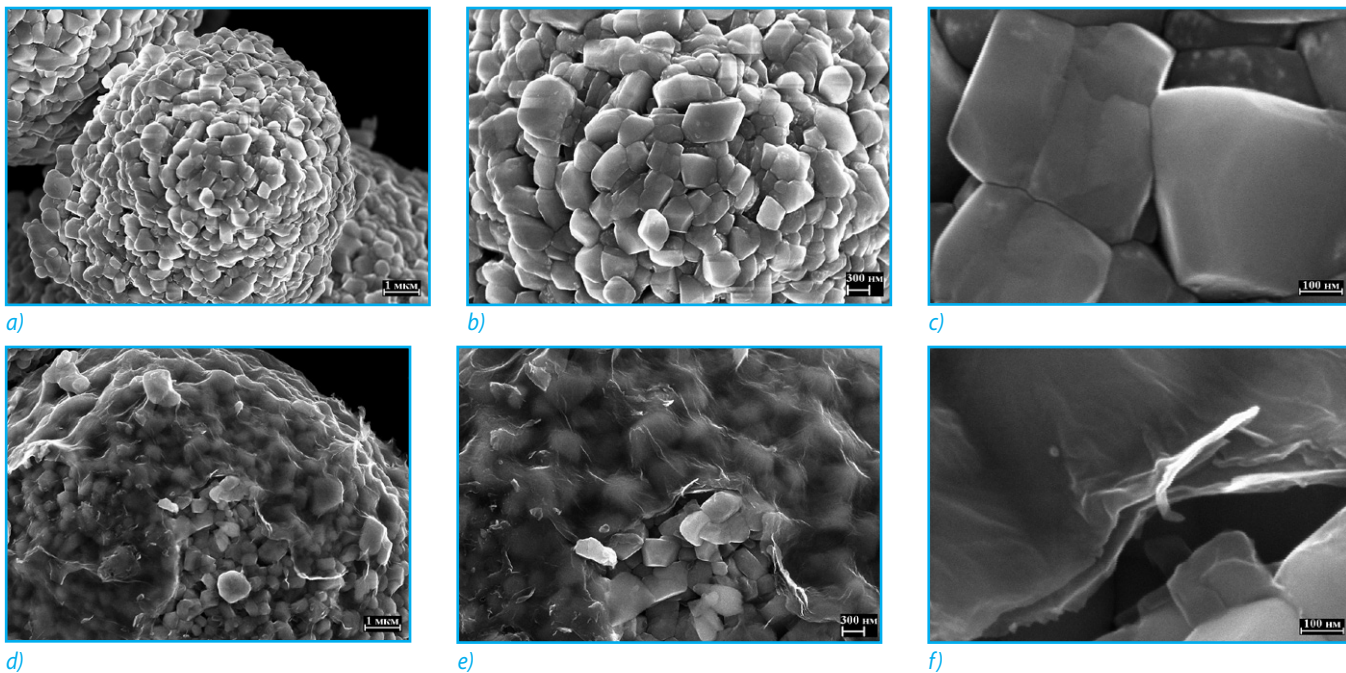


Рис. 1. СЭМ микрофотографии катодных материалов: а, b, c – исходный образец NMC; d, e, f – образец NMC с покрытием из восстановленного оксида графена

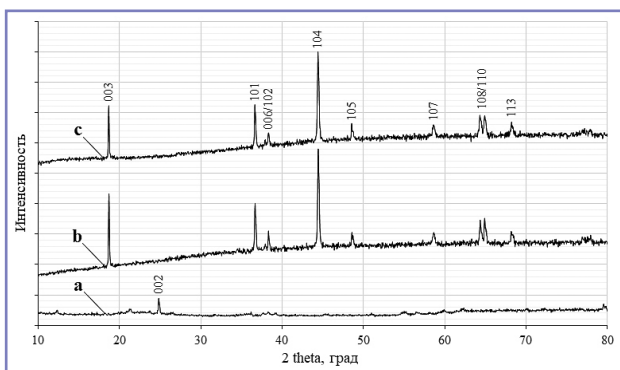


Рис. 2. Дифрактограммы РФА: а – исходный образец NMC; b – образец NMC (VOG); c – образец VOG

Для образцов катодных материалов, покрытых слоем восстановленного оксида графена, на первых циклах заряда/разряда характерны значения низкой энергоёмкости 120 мАч/г, что, возможно, связано с недостаточной электропроводностью

NMC, и наоборот, при разряде образцы, содержащие пленку из восстановленного оксида графена, имели на 0,01 В больший потенциал по отношению к литию, чем исходный образец. По мере продолжения электрохимического циклирования

покрытий ВОГ. Кроме того, в первых циклах заряда/разряда наблюдалось различие электрохимических потенциалов (рис. 3), а именно: зарядная кривая в образцах, содержащих пленку из восстановленного оксида графена, имела на 0,1 В меньший потенциал по отношению к литию, чем в случае с исходным образцом

энергоемкость данной группы материала увеличилась и к 50-му циклу заряда/разряда составила 147 мАч/г. Рост энергоёмкости по мере циклирования может быть связан с электрохимическим восстановлением оксида графена [15] и увеличением электропроводности материала, но не вполне достаточным для полноценной работы катодного материала в сравнении с исходным NMC. Кроме того, имеется предположение о препятствии покрытия ВОГ для интеркаляции/деинтеркаляции ионов лития в структуру катодного материала.

Более наглядные отличия свойств были установлены в ходе электрохимических испытаний материалов с увеличивающейся нагрузкой при разряде. Установлено, что емкость образцов NMC (VOG) при разряде током 2С составила 90 мАч/г, а при разряде током 5С – 73 мАч/г, при той

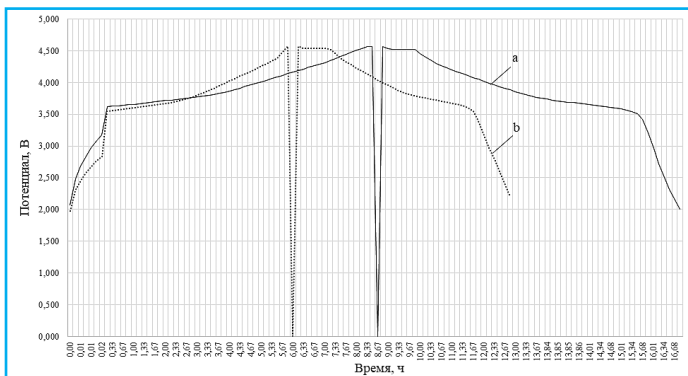


Рис. 3. Кривая заряда/разряда (0,1С/0,1С) опытных образцов катодов по отношению к литию: а) – исходный образец NMC; b) – образец NMC (VOG)

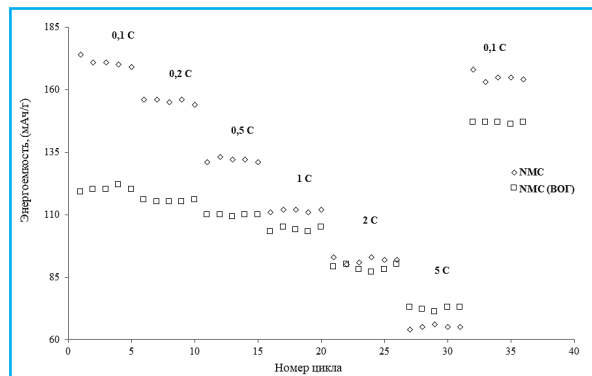


Рис. 4. Зависимость удельной разрядной емкости от скорости циклирования

же нагрузке емкость исходных образцов не превышала 93 мАч/г при токе разряда 2С и 65 мАч/г при токе разряда 5С.

Выводы

На основе полученных экспериментальных результатов была установлена возможность модификации катодного материала состава $\text{LiNi}_{0,33}\text{Mn}_{0,33}\text{Co}_{0,33}\text{O}_2$ тонкопленочным покрытием из восстановленного оксида графена, полученным путем обработки порошкообразного катодного материала в спиртовой дисперсии оксида графена с последующей высокотемпературной обработкой. Определены основные энергоемкостные характеристики модифицированных катодных материалов, демонстрирующие в сравнении с исходным NMC увеличение разрядной энергоемкости при токах разряда 5С, а именно 73 мАч/г, в отличие от значений емкости не модифицированного катодного материала (65 мАч/г) при аналогичной нагрузке. Но в слаботочных режимах работы катодный материал, содержащий покрытие из восстановленного оксида графена, продемонстрировал меньшие значения энергоемкости (не более 147 мАч/г) в сравнении с катодным материалом, не имеющим подобного покрытия (174 мАч/г). Данный факт, возможно, связан с относительно высоким электрическим сопротивлением покрытия ВОГ, но также имеется предположение о препятствии покрытия ВОГ для обратной интеркаляции/деинтеркаляции ионов лития в структуру катодного материала при электрохимическом циклировании. Для детального описания характера и механизма такого влияния необходимы дополнительные исследования, которые будут проведены в следующих работах.

Литература

- Link A.N., O'Connor A., Scott T.J. Battery technology for electric vehicles: public science and private innovation // Earthscan from Routledge, 2015. – P. 130.
- Ferrari A. et al. Science and technology roadmap for graphene, related two-dimensional crystals, and hybrid systems // *Nanoscale*, 2014. DOI: 10.1039/C4NR01600A.
- Mo M., Chen H., Hong X., Hui K., Ye C., Lai K. Hydrothermal synthesis of reduced graphene oxide-LiNi_{0,5}Mn_{1,5}O₄ composites as 5 V cathode materials for Li-ion batteries // *J Mater Sci*, 2017, vol. 52. – P. 2858–2867.
- Chen W., Hsieh C., Weng Y., Li F., Wu H., Wu N. Effects of a graphene nanosheet conductive additive on the high-capacity lithium-excess manganese-nickel oxide cathodes of lithium-ion batteries // *J Appl Electrochem*, 2014, vol. 44. – P. 1171–1177.
- Shim J., Kim Y., Park M., Kim J., Lee S. Reduced graphene oxide-wrapped nickel-rich cathode materials for lithium ion batteries // *ACS Appl. Mater. Interfaces*, 2017, vol. 9. – P. 18720–18729.
- Wu H., Liu Q., Guo S. Composites of graphene and LiFePO₄ as cathode materials for lithium-ion battery: a mini-review // *Nano-micro let*, 2014, vol. 6. – P. 316–326.
- Wia S., Kim J., Nama S., Kang J., Lee S., Woo H., Lee M., Sonu C., Moon T., Park B. Enhanced rate capability of LiMn_{0,9}Mg_{0,1}PO₄ nanoplates by reduced graphene oxide/carbon double coating for Li-ion batteries // *Current applied physics*, 2014, vol. 14. – P. 725–730.
- Ma X., Chen G., Liu Q., Zeng G., Wu T. Synthesis of LiFePO₄/Graphene nanocomposite and its electrochemical properties as cathode material for Li-ion batteries // *Journal of Nanomaterials*, 2015. Article ID301731, 6 pages.
- Chen D., Quan H., Luo S., Luo X., Deng F., Jiang H. Reduced graphene oxide unwrapped vanadium pentoxide nanorods as cathode materials for lithium-ion batteries // *Physica*, 2014, vol. 56. – P. 231–237.
- Fang X., Ge M., Ronga J., Zhou C. Graphene-oxide-coated LiNi_{0,5}Mn_{1,5}O₄ as high voltage cathode for lithium ion batteries with high energy density and long cycle life // *J. Mater. Chem. A*, 2013, vol. 1. – P. 4083–4088.
- Воронов В.А., Швецов А.О., Губин С.П., Чеглаков А.В., Корнилов Д.Ю., Карасева А.С., Краснова Е.С., Ткачев С.В. Сравнение основных физико-химических свойств сложных оксидов состава $\text{LiNi}_x\text{Mn}_y\text{Co}_{1-x-y}\text{O}_2$ (0,3 ≤ x ≤ 0,6; 0,2 ≤ y ≤ 0,4), полученных различными методами // *Перспективные материалы*, 2016, № 8. – С. 5–15.
- Воронов В.А., Швецов А.О., Губин С.П., Чеглаков А.В., Корнилов Д.Ю., Карасева А.С., Краснова Е.С., Ткачев С.В. Влияние метода получения катодного материала состава $\text{LiNi}_{0,33}\text{Mn}_{0,33}\text{Co}_{0,33}\text{O}_2$ на электрохимические характеристики литий-ионного аккумулятора // *Неорганическая химия*, 2016, № 9, том 61. – С. 1211–1217.
- Корнилов Д.Ю., Губин С.П., Чупров П.Н., Рычагов А.Ю., Чеглаков А.В., Карасева А.С., Краснова Е.С., Воронов В.А., Ткачев С.В., Кашарина Л.А. Восстановленный оксид графена в качестве защитного слоя токового коллектора катода литий-ионного аккумулятора // *Электрохимия*, 2017, № 6, том 53. – С. 69–73.
- Губин С.П., Рычагов А.Ю., Чупров П.Н., Ткачев С.В., Корнилов Д.Ю., Алмазова А.С., Краснова Е.С., Воронов В.А. Суперконденсатор на основе электрохимически восстановленного оксида графена // *Электрохимическая энергетика*, 2015, № 2, том 15. – С. 57–63.
- Рычагов А.Ю., Губин С.П., Чупров П.Н., Корнилов Д.Ю., Карасева А.С., Краснова Е.С., Воронов В.А., Ткачев С.В. Электрохимическое восстановление и особенности электропроводности пленок оксида графена // *Электрохимия*, 2017, № 7, том 53. – С. 1–7.

Корнилов Денис Юрьевич

Родился в 1983 году. В 2005 году окончил Северо-Кавказский государственный технический университет по специальности «Технология и оборудование для производства полупроводников, материалов и приборов электронной техники». Кандидат технических наук. В 2008 году защитил диссертацию по теме «Разработка технологических принципов создания композиционных материалов на основе наночастиц кобальта в матрице полистирола». Опыт работы – 10 лет. В настоящее время работает заведующим лабораторией в ООО «АкКо Лаб». Имеет 10 публикаций и 9 патентов на изобретение.

Kornilov Denis

Was born in 1983. In 2005 he graduated from North Caucasus State Technical University with a degree in Technology and equipment for the production of semiconductors, materials and electronic devices. Candidate of engineering sciences. In 2008 he defended his thesis on the topic Development of technological principles for the creation of composite materials based on cobalt nanoparticles in a polystyrene matrix. Has 10 years of working experience. At present he is a head of Laboratory in Akko Lab LLC. Has 10 scientific publications and 9 patents for inventions.

Сведения об авторах

К. т. н.,

Дебелов Владимир Валентинович
+7-495-456-57-00

Дураков Дмитрий Николаевич
+7-499-196-92-49

Д. т. н., профессор
Герман Леонид Абрамович
+7-908-769-94-26

Д. т. н., профессор
Зарифьян Александр Александрович
+7-989-625-48-99

Д. т. н., профессор
Косарев Александр Борисович
+7-499-260-41-02

К. т. н.

Люминарская Екатерина Станиславовна
+7-905-508-92-14

Сорокин Дмитрий Александрович
+7 964 790 30 02

Андреев Антон Андреевич
+7-906-129-52-92

Бондаренко Анна Викторовна
+7-343-221-24-21

Коняев Иван Васильевич
+7-910-241-72-76

К. т. н.

Корнилов Денис Юрьевич
+7-903-257-10-00

ТРЕБОВАНИЯ К РЕКЛАМНЫМ И АВТОРСКИМ МАТЕРИАЛАМ

Рекламные материалы принимаются в форматах «.cdr», «.eps» или «.tif» (300 dpi). Цветовая модель – CMYK. Все шрифты должны быть переведены в кривые.

Авторские материалы. Текст статьи в формате «.doc» (Microsoft Word). Обязательно наличие аннотации, ключевых слов и списка используемой литературы. Название статьи, аннотация и ключевые слова должны быть переведены на английский язык. Все рисунки в форматах «.cdr» или «.eps», фотографии – в формате «.tif» (300 dpi). Каждый рисунок или фотография должны быть представлены отдельным файлом.

СТОИМОСТЬ ГОДОВОЙ ПОДПИСКИ:

(6 номеров) – **6 000 руб.**, в т.ч. НДС 20%

Оформить подписку можно:

– через редакцию – необходимо направить по факсу или электронной почте заявку с указанием банковских реквизитов, наименования организации (фирмы), точного почтового адреса и количества комплектов журнала.

Тел./факс: (495) 500-40-20 e-mail: npptez@mail.ru;

– через ОАО «Агентство Роспечать» – по Каталогу изданий органов научно-технической информации 2019 г., индекс 59990.

СТОИМОСТЬ РЕКЛАМЫ:

2-я и 3-я страницы обложки – 24 000 рублей;

4-я страница обложки – 30 000 рублей;

одна страница внутри журнала – 12 000 рублей.

Печатные материалы, используемые в журнале, являются собственностью редакции.

При перепечатке ссылка на журнал обязательна.

Полученные материалы не возвращаются.

Редакция оставляет за собой право корректорской и редакторской правки публикаций без согласования с авторами.

Журнал распространяется через редакцию по адресной рассылке, через ОАО «Агентство Роспечать», на специализированных выставках и симпозиумах.