

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. Бадёр, д.т.н., профессор,
Л.А. Герман, д.т.н., профессор,
В.Н. Дианов, д.т.н., профессор,
Ю.М. Иньков, д.т.н., профессор,
К.Л. Ковалёв, д.т.н., профессор,
А.С. Космодамианский, д.т.н.,
профессор,
А.С. Мазнёв, д.т.н., профессор,
Г.Г. Рябцев, д.т.н., профессор,
В.И. Сарбаев, д.т.н., профессор,
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,
(495) 557-23-95
E-mail: npptez@mail.ru
Сайт: www.npptez.ru

Подписано в печать:
14.04.2016 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 388.

СОДЕРЖАНИЕ

ЭЛЕКТРОННЫЕ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ, ДИАГНОСТИКИ, СВЯЗИ

Баженов Ю.В., Каленов В.П.

Поддержание надежности электронных систем управления двигателем в эксплуатации. 2

ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЕ И ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЕ

Коняхин С.Ф., Коняхин В.С., Третьяк В.И.

Автотрансформаторно-выпрямительные устройства в системах электроснабжения летательных аппаратов. Девятифазная система напряжений и восемнадцатипульсное выпрямление. 6

Киселев М.Д., Пудовиков О.Е.

Система критериев качества для оценки перспективных систем автоматического управления скоростью грузовых поездов с распределенной тягой. 11

Косарев А.Б., Алексеенко М.В.

Электромагнитные процессы в системе тягового электроснабжения с МФ ВДТ при включении его вольтодобавочной обмотки в отсасывающую линию. 15

Савоськин А.Н., Литовченко В.В., Болдин Д.И.

Сетевая коммутация выпрямительно-инверторного преобразователя в зависимости от параметров контактной сети и числа секций электровоза. 21

Герман Л.А., Ишкин Д.В., Якунин Д.В.

Совершенствование алгоритмов автоматики интеллектуального терминала ИнТер-27,5 НИИЭФА-ЭНЕРГО. 27

МЕХАТРОННЫЕ СИСТЕМЫ, ИСПОЛНИТЕЛЬНЫЕ УСТРОЙСТВА

Космодамианский А.С., Воробьев В.И., Пугачев А.А.

Определение температуры обмоток тягового асинхронного двигателя введением дополнительных составляющих напряжения. 33

Кручек В.А., Евстафьев А.М.

Параметры кинематических перемещений осевого редуктора с горизонтальной реактивной тягой группового тягового привода с технологическими погрешностями установки при работе первой ступени рессорного подвешивания. 39

ЭЛЕКТРОМАГНИТНАЯ СОВМЕСТИМОСТЬ

Бадёр М.П.

Передача электрической энергии электромагнитными полями и их воздействие на окружающую среду. 43

Поддержание надежности электронных систем управления двигателем в эксплуатации

// Maintenance reliability of electronic engine management systems in operation //

**Баженов Ю.В., к.т. н., профессор,
 Каленов В.П.,
 Владимирский государственный университет, г. Владимир**

*В статье предложены стратегии технического обслуживания конструктивных элементов электронных систем управления двигателем с учетом возможности их диагностирования. Обоснованы диагностические параметры, оценивающие техническое состояние конструктивных элементов ЭСУД, и определены их нормативные значения. Выявлены закономерности изменения диагностических параметров ЭСУД по наработке автомобиля. Для элементов ЭСУД, не имеющих признаков изменения технического состояния, предложено производить их замену при достижении определенной наработки. **Ключевые слова:** стратегия, диагностический параметр, ЭСУД, датчик, наработка.*

*Proposed strategy maintenance of structural elements of electronic engine management systems, taking into account the possibility of their diagnosis. Substantiated diagnostic parameters that evaluate the technical condition of structural components of electronic engine management systems and identified their standard values. The regularities of changes in diagnostic parameters of electronic engine management systems on the vehicle operating time. For the elements of the electronic engine management systems that do not have evidence of the technical condition of the changes proposed to replace them when a certain operating time. **Keywords:** strategy, diagnostic parameter, electronic engine management systems, sensor, operating time.*

В настоящее время практически все выпускаемые автомобили оборудуются электронной системой управления двигателем (ЭСУД), включающей в себя датчики, исполнительные элементы, электронный блок управления и соединительные провода. Датчики информируют блок управления двигателем о параметрах функционирования его систем и механизмов. Блок управления постоянно принимает и обрабатывает электрические сигналы от датчиков и на основе собранной информации управляет исполнительными элементами, которые корректируют состав рабочей смеси, частоту вращения коленчатого вала, моменты искрообразования в цилиндрах и др. [1].

В процессе эксплуатации автомобиля возникающие в нем физико-химические процессы вызывают в элементах ЭСУД изменение их начальных свойств и, как следствие, различные повреждения (изнашивание, загрязнение, старе-

ние, коррозионное разрушение контактов, разрушение изоляции и т.д.). Несвоевременное выявление и устранение повреждений могут привести к отказу ЭСУД и, как следствие, нарушению работы двигателя, полной или частичной потере им работоспособности. По данным выполненных на базе дилерского центра по обслуживанию автомобилей Peugeot (г. Владимир) исследований, до 38% отказов их двигателей происходят именно из-за повреждений конструктивных элементов ЭСУД.

В действующей документации по техническому обслуживанию (ТО) автомобилей операции контроля ЭСУД при прохождении регламентного обслуживания не предусмотрены. В процессе проведения ТО производится лишь проверка кодов возникших неисправностей, хранящихся в памяти электронного блока управления, и только при их наличии осуществляются контрольно-диагностические операции в соответ-

ствии с рекомендациями завода-изготовителя. При отсутствии кодов неисправностей в памяти блока ЭСУД признается технически исправной, и дополнительные проверки не проводятся.

Но, как показывает практика, только по отсутствию кодов ошибок некорректно делать вывод о том, что система исправна, так как в ней могут быть скрытые неисправности, которые проявятся при дальнейшей эксплуатации автомобиля. Бортовая система самодиагностики автомобиля не может выявить такие дефекты, так как блок управления заносит в свою память код неисправности только при выходе какого-либо диагностического параметра из заданного в программе нормативного интервала. Для предупреждения отказов и обеспечения заданного уровня эксплуатационной надежности ЭСУД при проведении регламентных ТО автомобилями целесообразно контролировать состояние конструктивных элементов этих систем и при отклонении значений диагностических параметров от нормативных проводить соответствующие технические воздействия.

Эффективность поддержания ЭСУД в работоспособном состоянии во многом зависит от выбранной стратегии технического обслуживания и ремонта, под которой понимается система правил управления техническим состоянием изделия в эксплуатации (ГОСТ 24212–80). Анализ работы автотранспортных предприятий и станций технического обслуживания автомобилей (СТОА) позволяет выделить три основные стратегии обеспечения и восстановления их работоспособности (рис. 1):

- эксплуатация изделия до наступления его отказа;
- техническое обслуживание по наработке, в соответствии с которой перечень и периодичность выполнения операций определяются плановыми значениями пробега автомобиля;

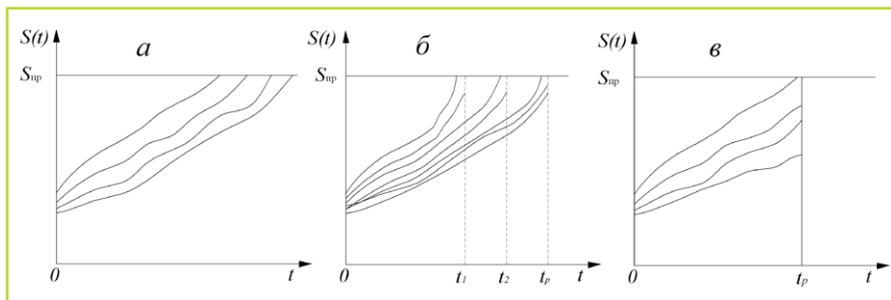


Рис. 1. Эксплуатация изделий при разных стратегиях ТО и ремонта: а – эксплуатация до наступления отказа; б – по состоянию с контролем параметров; в – по наработке; t_p – наработка изделия до ремонта; t_1, t_2, t_3 – наработки до проведения контрольно-диагностических операций.



Рис. 2. Классификация элементов ЭСУД по возможности диагностирования их технического состояния.

• техническое обслуживание и ремонт по состоянию, при котором перечень и периодичность выполнения технических воздействий, направленных на обеспечение работоспособности автомобилей, назначаются в соответствии с их фактическим техническим состоянием.

Отказ изделия происходит в момент пересечения реализацией $S(t)$ уровня, соответствующего предельному значению параметра $S_{пр}$. Использование стратегии ТО, при которой изделие эксплуатируется до наступления предельного

состояния $S_{пр}$ (рис. 1а), позволяет полностью реализовать его ресурс, что, казалось бы, экономически выгодно и целесообразно. Однако, как уже отмечалось, возникающие в конструктивных элементах ЭСУД неисправности приводят к нарушению работы двигателя, потере им работоспособности. При этом затраты на устранение неисправностей, возникающих в режиме движения автомобиля, намного превышают затраты на их устранение при своевременном выявлении в процессе проведения регламентных

ТО. Это связано прежде всего с тем, что в стоимость ремонтных работ по восстановлению утраченной из-за отказа ЭСУД работоспособности следует включать и затраты на транспортировку автомобиля на СТОА. Как правило, неисправное автотранспортное средство (АТС) доставляется до СТОА с помощью эвакуатора, стоимость услуг которого достаточно высока и составляет от 10 до 80% от общих затрат на восстановление отказавшего элемента, а в некоторых случаях и вполне сопоставима с данными затратами. Отсюда следует, что стратегия эксплуатации ЭСУД до наступления отказа при наличии современных средств диагностирования крайне неэффективна.

Для поддержания ЭСУД в работоспособном состоянии, как и для большинства агрегатов и узлов автомобиля, наиболее эффективной и рациональной является стратегия ТО по техническому состоянию (рис. 1б). Применение этой стратегии позволяет обеспечить высокий уровень эксплуатационной надежности ЭСУД при практически полной реализации ресурса ее конструктивных элементов. Основным условием использования такой стратегии является возможность определения технического состояния объекта без разборки с помощью контрольно-диагностических средств.

Однако в состав ЭСУД наряду с элементами, техническое состояние которых можно оценить по изменению соответствующих диагностических параметров, входит целый ряд конструктивных элементов, не имеющих явных признаков повреждений (рис. 2). Оценить их техническое состояние и выявить возникающие в них неисправности при проведении контрольно-диагностических работ в большинстве случаев практически невозможно. Для таких конструктивных элементов ЭСУД целесообразно использовать стратегию технического обслуживания по наработке (рис. 1в).

Таблица 1. Подсистемы ЭСУД и оценивающих их диагностические параметры.

| Подсистема ЭСУД | Конструктивные элементы подсистем | Диагностические параметры |
|--|--|--|
| Подачи воздуха | Турбокомпрессор; электромагнитный клапан аварийного сброса давления; вакуумный электроклапан регулирования давления наддува; воздушный теплообменник; впускной коллектор; воздушный патрубок | Отклонение давления воздуха во впускном коллекторе – $P_{дв}$ |
| Питания топливом | Подкачивающий бензонасос; топливный насос высокого давления (ТНВД); топливные форсунки; регулятор давления топлива; топливный фильтр | Отклонение давления топлива в рампе – $P_{дт}$ |
| Изменения фаз газораспределительного механизма | Электроклапан регулирования фаз ГРМ; фазорегулятор; датчик положения распределительного вала | Отклонение положения фазорегулятора впускного распределительного вала – $\varphi_{ГМ}$ |
| Снижения токсичности отработавших газов | Датчик содержания кислорода в отработавших газах; каталитический нейтрализатор | Коэффициент коррекции топливоподачи – $K_{кп}$ |

Практическая реализация стратегии ТО по состоянию требует научного обоснования комплекса диагностических параметров и их нормативных значений для оценки технического состояния конструктивных элементов ЭСУД.

Контролировать состояние каждого элемента ЭСУД при проведении регламентных работ ТО автомобиля экономически нецелесообразно, так как это приведет к большим трудовым затратам. Поэтому рекомендуется разбить ЭСУД на подсистемы, каждая из которых оценивается одним комплексным диагностическим параметром, отражающим техническое состояние входящих в них конструктивных элементов (табл. 1).

Важным этапом объективной оценки технического состояния ЭСУД является определение нормативных значений диагностических параметров (номинальных, предельных и допустимых), оценивающих техническое состояние ее подсистем. Номинальные значения диагностических параметров определяют исходное, технически исправное состояние системы. Предельные диагностические параметры устанавливаются, как правило, на основании исследований процессов работы двигателя при проектировании ЭСУД на заводах-изготовителях и соответствуют потере ею работоспособности, то есть наступлению отказа [2].

При проведении контрольно-диагностических работ ЭСУД на СТОА в качестве нормативов целесообразно использовать не предельные, а допустимые значения диагностических параметров, при которых обеспечивается необходимый уровень безотказной работы на заданной наработке.

По полученным в результате проведения исследований эксплуатационной

Таблица 2. Нормативные значения диагностических параметров, оценивающих техническое состояние подсистем ЭСУД.

| Диагностический параметр | Нормативное значение диагностического параметра | | |
|--------------------------|---|------------|------------|
| | Номинальное | Допустимое | Предельное |
| $P_{дв}$, мбар | 41 | 80 | 100 |
| $P_{дт}$, бар | 3 | 7 | 9 |
| $\varphi_{ГМ}$, °ПКВ | 2 | 6 | 7 |
| $K_{кп}$, % | 1,5 | 5,5 | 6,2 |

надежности ЭСУД 1.6 VTi Tiptronic и 1.6 THP Turbo Tiptronic статистическим данным были определены аналитические зависимости, описывающие закономерности изменения диагностических параметров $P_{дв}$, $P_{дт}$, $K_{кп}$, $\varphi_{ГМ}$ по наработке.

В качестве примера на рис. 3 показана зависимость изменения отклонения положения фазорегулятора распределительного вала $\varphi_{ГМ}$ от заданного блоком управления нормативного значения по наработке. Как видно из графика, значение $\varphi_{ГМ}$ постепенно увеличивается по наработке автомобиля. Это обусловлено тем, что в процессе эксплуатации АТС в ЭСУД возникают и накапливаются различного рода повреждения: загрязнение каналов электромагнитного клапана регулирования фаз ГРМ, износ звеньев приводной цепи и др. При достижении автомобилем определенной наработки значение данного параметра выходит за предельный норматив (7°ПКВ), что приводит к потере ЭСУД работоспособного состояния.

Зная периодичность проведения технического обслуживания (для автомобилей Peugeot $t_0 = 20$ тыс. км), величину предельного норматива ($\varphi_{ГМП} = 7$) и скорость изменения параметра по наработке v (находится по результатам обработки статистических данных), значение

допустимого норматива $\varphi_{ГМД}$ определяют из выражения

$$\varphi_{ГМД} = v \left(\alpha \sqrt{\frac{\varphi_{ГМП}}{v}} - t_d \right) = 0,52 \left(\sqrt[0,75]{\frac{7}{0,52}} - 20 \right) = 6^\circ \text{ПКВ}.$$

По остальным диагностическим параметрам рассчитанные значения допустимых нормативов приведены в таблице 2.

Полученные значения предельных и допустимых нормативов диагностических параметров являются необходимыми элементами в системе обеспечения надежности ЭСУД в эксплуатации. Отклонения параметров за пределы допуска, вызываемые возникновением неисправностей, служат основанием для принятия решения о проведении необходимых технических воздействий (операций углубленного диагностирования, регулировок, ремонта и т.д.).

Как уже отмечалось, для конструктивных элементов ЭСУД, не имеющих признаков изменения технического состояния (это, в основном, датчики), целесообразно использовать стратегию ТО по наработке. Для ее реализации необходимо обосновать оптимальные значения наработок до их замен, которые находятся по результатам обработки статистических данных, характеризующих их эксплуатационную надежность.

Для невозстанавливаемых изделий, к которым относятся и датчики ЭСУД, в качестве показателей, оценивающих их надежность, целесообразно использовать интенсивность отказов $\lambda(t)$, которая наглядно показывает зависимость возникновения отказов по пробегу, и изменение вероятности безотказной работы $P(t)$ в интервалах наработки от начала эксплуатации до наступления предельного состояния.

В таблице 3 представлены рассчитанные с помощью компьютерной программы Microsoft Office Excel показатели безотказности датчиков положения распределительного вала, а на рис. 4 – из-

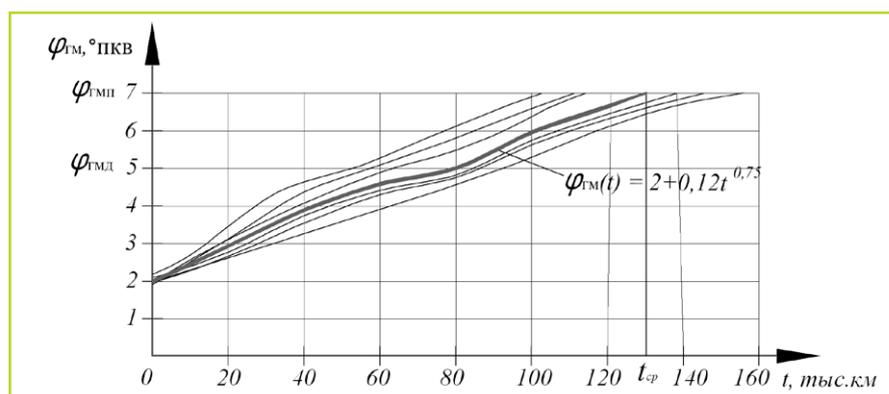


Рис. 3. График изменения отклонения положения фазорегулятора впускного распределительного вала от заданного блоком управления по наработке:

$\varphi_{ГМП}$ – предельное значение диагностического параметра; $\varphi_{ГМД}$ – допустимое значение диагностического параметра; $t_{ср}$ – средняя наработка до отказа подсистемы.

Таблица 3. Статистические оценки безотказности датчиков положения распределительного вала.

| Показатель | Интервал наработки, тыс. км | | | | | | | | | |
|---|-----------------------------|-------|-------|-------|--------|---------|---------|---------|---------|---------|
| | 0–20 | 20–40 | 40–60 | 60–80 | 80–100 | 100–120 | 120–140 | 140–160 | 160–180 | 180–200 |
| Число отказавших датчиков, $N(t, t + \Delta t)$ | 1 | 1 | 0 | 0 | 1 | 0 | 2 | 22 | 31 | 28 |
| Вероятность безотказной работы, $P(t)$ | 0,98 | 0,97 | 0,97 | 0,97 | 0,96 | 0,96 | 0,94 | 0,67 | 0,32 | 0,11 |
| Интенсивность отказов, $\lambda(t) \cdot 10^{-4}$ | 0,58 | 0,59 | 0 | 0 | 0,59 | 0 | 1,21 | 15,71 | 35,63 | 100 |

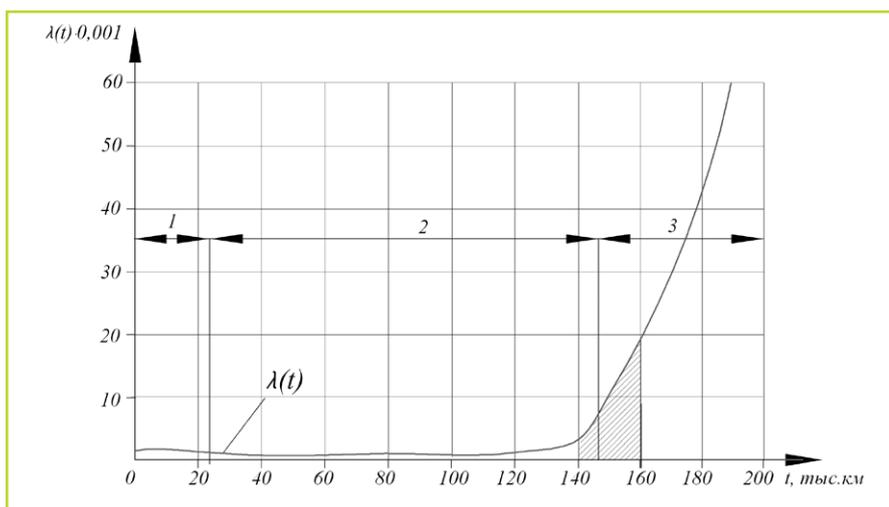


Рис. 4. Изменение интенсивности отказов датчиков положения распределительного вала по наработке.

менение интенсивности их отказов по наработке.

Анализ полученной зависимости изменения $\lambda(t)$ показывает, что в интервале наработки 140–160 тыс. км интенсивность отказов датчиков положения распределительного вала по наработке вследствие накопления ими различных повреждений начинает заметно расти. В связи с этим их замену целесообразно выполнять при достижении этой наработки, так как дальнейшая эксплуатация без проведения соответствующих технических воздействий с большой долей вероятности приведет к их отказу (вероятность безотказной работы в интервале этой наработки снижается до значения $P(t) = 0,67$).

Учитывая, что периодичность технического обслуживания автомобилей Peugeot составляет 20 тыс. км, наработку до замены датчиков положения распределительного вала рекомендуется выполнять на пробеге 140 тыс. км при выполнении ТО-7.

Аналогичным образом были определены рекомендуемые наработки до замены остальных элементов ЭСУД первой группы (таблица 4).

Внедрение в производственный процесс СТОА разработанных рекомендаций по техническому обслуживанию конструктивных элементов ЭСУД позволит существенно сократить количество их отказов, обеспечив тем самым высокий уровень надежности в эксплуатации.

Таблица 4. Рекомендуемые наработки до замены датчиков ЭСУД.

| Датчик | Средняя наработка до отказа, тыс. км | Рекомендуемая наработка до замены, тыс. км |
|-----------------------------------|--------------------------------------|--|
| Положения коленчатого вала | 178,8 | 160 (ТО-8) |
| Давления топлива | 185,3 | 180 (ТО-9) |
| Давления воздуха | 156,5 | 140 (ТО-7) |
| Положения распределительного вала | 145,7 | 140 (ТО-7) |
| Температуры охлаждающей жидкости | 179,5 | 160 (ТО-8) |
| Детонации | 188,4 | 180 (ТО-9) |

Литература

1. Набоких В.А. Диагностика электрооборудования автомобилей и тракторов: учебное пособие. – М.: ФОРУМ. 2013. – 288 с.
2. Баженов Ю.В. Основы теории надежности машин: учебное пособие – М.: ФОРУМ. 2014. – 320 с.
3. Тюнин А.А. Диагностика электронных систем управления двигателями легковых автомобилей: учебное пособие. – М.: Солон-Пресс. 2007. – 352 с.

Баженов Юрий Васильевич

Родился в 1941 году. В 1968 году окончил Московский автомобильно-дорожный институт (МАДИ) по специальности «Строительные и дорожные машины и оборудование». Кандидат технических наук, профессор. Защитил диссертацию по теме «Исследование и разработка технологических маршрутов восстановления деталей». Опыт работы – 50 лет. В настоящее время работает деканом факультета автомобильного транспорта Владимирского государственного университета. Имеет 160 научных работ.

Каленов Владимир Павлович

Родился в 1990 году. В 2012 году окончил Владимирский государственный университет по специальности «Сервис транспортных и технологических машин и оборудования в автомобильном транспорте». В настоящее время является аспирантом кафедры «Автомобильный транспорт» Владимирского государственного университета. Имеет 7 научных работ.

Bazhenov Yuri

Was born in 1941. In 1968 he graduated from Moscow Automobile and Road Construction University, specialty is «Construction and Road machines and equipment». The candidate of technical sciences, professor. He defended a thesis; the theme is «Research and designing of process route of reconditioning». 50 years of work experience. At present work as dean of automobile transport faculty of Vladimir State University. He has 160 academic papers.

Kalenov Vladimir

Was born in 1990. In 2012 he graduated from Vladimir State University, specialty is «Transport and technological machines and equipment maintenance in automobile transport». At present he is postgraduate student of «Automobile transport» department of Vladimir State University. He has 7 academic papers.

Автотрансформаторно-выпрямительные устройства в системах электроснабжения летательных аппаратов. Девятифазная система напряжений и восемнадцатипульсное выпрямление

// Auto-transformer rectifier units in aircraft electric power supply systems.
Nine-phase voltages system and eighteen-pulse rectification //

Коняхин С.Ф., к.т. н.,
Коняхин В.С.,
Третьяк В.И., к.т. н.,
АО «Аэроэлектромаш», г. Москва

В статье рассмотрены современные тенденции построения электроэнергетического комплекса летательных аппаратов. Показаны роль и место АТВУ в бортовых системах электроснабжения. Определены расчетные соотношения для девятифазных систем и восемнадцатипульсного выпрямления. Ключевые слова: АТВУ, девятифазная система напряжений, восемнадцатипульсное выпрямление, топологические структуры, качество электроэнергии.

Современные тенденции построения систем электроснабжения летательных аппаратов

Современные требования снижения эксплуатационных расходов и повышения топливной эффективности летательных аппаратов (ЛА), в первую очередь самолетов гражданской авиации, в значительной мере стали влиять на технический облик многих бортовых систем и агрегатов.

Это сказывается и на самолетной электроэнергетике, где наметился ряд тенденций, существенно определяющих характер организации и построения современных бортовых систем электроснабжения (СЭС) и электроэнергетического комплекса в целом, в том числе:

- перевод на электропитание ряда, а в перспективе и всех бортовых систем, традиционно имеющих неэлектрическую (гидравлическую, пневматическую, механическую и др.) природу энергоснабжения;
- преимущественный отказ от имеющего, как правило, гидромеханическую

The main trends in modern aircraft electroenergetics are described. Role and place of ATRU in onboard electric power supply systems are shown. The mathematical formulas for nine-phase voltages system and eighteen-pulse rectification are obtained. Keywords: ATRU, nine-phase voltages system, eighteen-pulse rectification, topological structures, power quality.

основу привода постоянных оборотов и вращение первичных генераторов непосредственно от коробки силовых агрегатов (коробки приводов);

- увеличение установленной мощности СЭС и, соответственно, увеличение мощности первичных генераторов.

Таким образом, имеет место фактическая реализация отдельных элементов и технологий, составляющих концепцию так называемого полностью электрического или более электрического самолета (ПЭС).

Повышение уровня электрификации бортовых систем самолета сопровождается не только повышением энерговооруженности борта, но

и появлением новых единичных потребителей большой мощности. Примером такого крупного потребителя может служить электрическая система кондиционирования воздуха мощностью 70 кВт, которой оборудован один из наиболее передовых с точки зрения электроэнергетики современных летательных аппаратов – широкофюзеляжный пассажирский самолет B-787 (Dreamliner) фирмы Boeing (США).

Для питания подобных потребителей на борту ЛА организуется локальный канал (или несколько каналов) постоянного напряжения 270 В, являющийся частью его вторичной системы электроснабжения (СЭС II) [1]. Качество электроэнергии канала 270 В стандартизовано и в нашей стране должно удовлетворять требованиям ГОСТ 54073–2010, соответствующего американскому MIL-STD-704F [2, 3]. Данная система может быть двухпроводной без подключения ее минусовой шины к нейтрали и «минусу» систем переменного и постоянного тока 27 В (рис. 1).

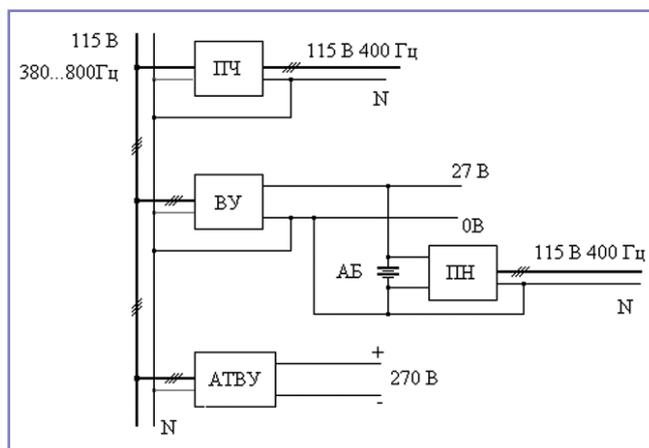


Рис. 1. Организация вторичной системы электроснабжения современного летательного аппарата: ПЧ – преобразователь частоты, ВУ – выпрямительное устройство, АБ – аккумуляторная батарея, ПН – преобразователь напряжения (инвертор), АТВУ – автотрансформаторно-выпрямительное устройство.

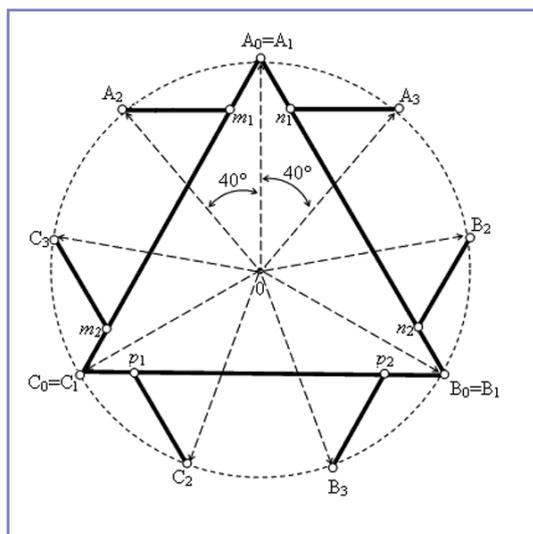


Рис. 2. Топологическая диаграмма автотрансформаторного узла.

Очевидно, что постоянное напряжение 270 В может быть получено непосредственным выпрямлением выходного напряжения бортового генератора. Использование для этой цели простого трехфазного моста Ларионова нецелесообразно из-за недостаточного качества получаемого при этом напряжения (повышенные пульсации) и плохих показателей электроэнергетической совместимости выпрямителя с питающей сетью.

Весьма эффективным методом обеспечения электроэнергетической совместимости является многоканальное преобразование, в частности многоканальное выпрямление, которое уже при наличии всего двух каналов преобразования энергии обеспечивает вполне приемлемую форму потребляемого от питающей сети тока и низкий уровень пульсаций выходного напряжения. Очевидно, что традиционные способы реализации двухканального выпрямления с использованием трансформаторно-выпрямительных устройств (ТВУ) с топологиями, например, «Звезда – треугольник» или иными, в данном случае неприменимы. В ТВУ осуществляется полное преобразование всего энергетического потока на относительно низких частотах 360...800 Гц, что совершенно конкретным образом определяет массогабаритные показатели его трансформаторного узла, которые в данном случае являются совершенно неприемлемыми [4, 5].

Автотрансформаторно-выпрямительное устройство

В современных бортовых системах электроснабжения основой СЭС II по-

стоянного тока 270 В является автотрансформаторно-выпрямительное устройство (АТВУ).

В авиационной электроэнергетике направление АТВУ является достаточно новым. Несмотря на это, подобные изделия уже выпускаются серийно и входят в продуктовый ряд, например, концернов CRANE Aerospace (США) или Thales (Франция) [6, 7].

АТВУ состоит из автотрансформаторного узла (АТ), преобразующего входную трехфазную систему напряжений в многофазную с изменением или без изменения уровня фазных напряжений, и мостового диодного выпрямительного моста с числом входов, равным числу сформированных фаз. Число выходных фаз автотрансформаторного узла обычно определяется требуемым качеством (коэффициентом искажения) потребляемого тока и пульсациями выходного напряжения. Для бортовой техники, как правило, достаточно девяти фаз, чему соответствует восемнадцатипульсное выпрямление. Именно такие АТВУ будут рассматриваться ниже.

На рис. 2 показана топологическая диаграмма, построенная одновременно на базе геометрии, электротехники и методе векторных диаграмм, на примере одного из возможных и наиболее характерных вариантов наглядно поясняющая принцип преобразования трехфазного напряжения в девятифазное. Отдельные отрезки диаграммы обозначают одновременно и векторы соответствующих напряжений, и обмотки (части обмоток) автотрансформатора. Параллельные отрезки соответствуют обмоткам, на-

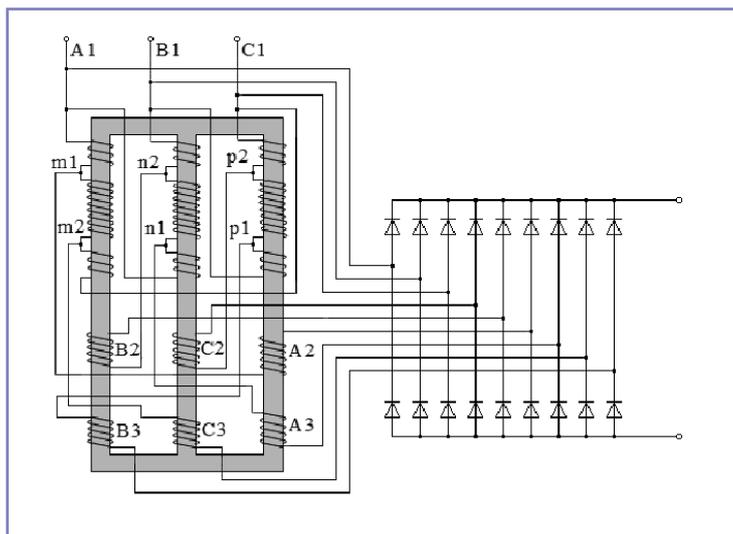


Рис. 3. Аппаратная реализация АТВУ с топологией, соответствующей рис. 2.

мотанным на одном керне трехфазного магнитопровода (или на одном магнитопроводе в случае применения трех однофазных сердечников). На рис. 3 представлена аппаратная реализация автотрансформаторного узла с топологией, соответствующей рис. 2, и выпрямитель с восемнадцатипульсным выходным напряжением [8]. В данной схеме значения входных и выходных напряжений автотрансформатора одинаковы.

Соотношения чисел витков обмоток автотрансформатора равны соотношениям длин соответствующих им (обмоткам) отрезков фигуры на рис. 2, которые, в свою очередь, легко определяются с помощью несложных геометрических построений и теоремы синусов. Приняв $A_1B_1 = 1$, имеем

$$\begin{aligned} A_1B_1 &= 1; \\ A_1n_1 &= n_2B_1 = 0,1559; \\ n_1n_2 &= 0,6882; \\ C_3m_2 &= p_1C_2 = 0,2927. \end{aligned}$$

Учитывая симметричность структуры, этого вполне достаточно для расчета автотрансформатора.

Очевидно, что помимо треугольника могут существовать и другие топологические формы девятифазных автотрансформаторных устройств, например, звезда, шестиугольник, Т-схема (схема Скотта) [9–11]. Все эти конфигурации имеют свои достоинства и недостатки, анализ которых не входит в круг вопросов, рассматриваемых в настоящей статье.

Из рис. 2 и 3 видно, что в устройстве присутствуют как автотрансформаторная, так и трансформаторная связи между его отдельными обмотками. На-

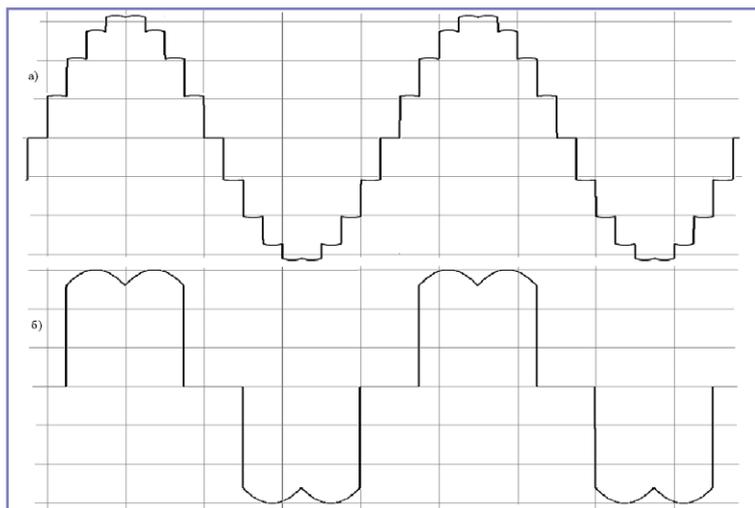


Рис. 4. Форма потребляемого от сети тока ATBU с восемнадцатипульсным выпрямлением (а) и шестипульсным (б) выпрямлением.

пример, условно «первичные» обмотки A_1n_1 , n_1n_2 , и n_2B_1 имеют и электрическую и электромагнитную связи, а «вторичные» обмотки C_3m_2 и p_1C_2 – только электромагнитную. В формировании каждой из выходных фаз и передаче энергии с входа на выход участвуют оба вида связи, что позволяет относить подобные устройства именно к автотрансформаторам. Наличие трансформаторной «составляющей» сказывается на массе и габаритах устройства в целом. По разным оценкам, габаритная мощность автотрансформаторного узла в зависимости от его топологии может составлять 0,45–0,6 габаритной мощности полноценного трансформатора, выполняющего ту же функцию [12].

Как отмечалось выше, назначение ATBU в СЭС ЛА – гармонизация работы сети переменного тока и потребителей электроэнергии с явно выраженной нелинейностью входных характеристик путем обеспечения синусоидальности (или квазисинусоидальности с минимальными искажениями) потребляемого от сети тока. Форма потребляемого устройством с топологией на рис. 2 тока, полученная компьютерным моделированием электромагнитных процессов, показана на рис. 4а. Для сравнения на рис. 4б приведена форма тока, потребляемого от сети трехфазным мостом Ларионова. Оба устройства имеют резистивные нагрузки одинаковой мощности. Коэффициент искажения синусоидальности кривой тока K_I , определяемый ГОСТ 23875–88 [13] как величина, равная отношению действующего значения суммы гармонических составляющих к действующему значению основ-

ной составляющей переменного тока, для кривой на рис. 4а равен 8,8%, а для кривой на рис. 4б – 30,3%.

Девятифазная система напряжений и восемнадцатипульсное выпрямление

Подчиняясь всем законам геометрии и классической электротехники, девятифазная система напряжений имеет ряд очевидных и, тем не менее, иногда неожиданных отличий от имеющей массовое применение трехфазной системы. По этой причине оценку основных расчетных соотношений девятифазной системы и восемнадцатипульсного выпрямления интересно провести в сравнении с привычной трехфазной системой с мостовым выпрямителем. При анализе диоды выпрямителя будем считать идеальными.

Симметричная трехфазная система имеет три линейных напряжения, и все они одинаковы по величине. Девятифазная же система при одинаковых фазных напряжениях имеет много линейных напряжений, имеющих разные, в зависимости от угла между образующими их фазными напряжениями, значения (рис. 5). Очевидно, что максимальную величину имеют линейные напряжения, соответствующие фазным напряжениям, сдвинутым друг относительно друга на угол 160° . В этом можно легко убедиться простым перебором возможных вариантов. Данное обстоятельство существенным образом определяет количественное и качественное отличия девятифазной системы напряжений от трехфазной.

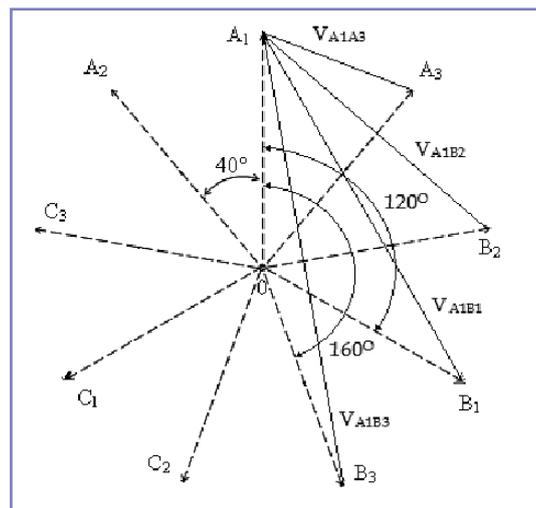


Рис. 5. Линейные напряжения девятифазной системы.

Для симметричной трехфазной системы с синусоидальными фазными напряжениями действующим значением V имеют место следующие соотношения:

$$\begin{aligned} V_M &= \sqrt{2}V; \\ V_{ЛЗ} &= 2V\sin(120^\circ/2) = \sqrt{3}V = 1,732V; \\ V_{ЛМЗ} &= \sqrt{2}\sqrt{3}V = \sqrt{6}V = 2,45V, \end{aligned}$$

где «3» – индекс, обозначающий трехфазную систему, а «М» и «Л» – амплитудное и действующее значения линейного напряжения.

При трехфазном двухполупериодном выпрямлении на вход выпрямительного моста подается напряжение

$$v_3 = V_{ЛМЗ}\sin\omega t = \sqrt{6}V\sin\omega t = 2,45V\sin\omega t.$$

На выходе выпрямителя формируется шестипульсное выходное напряжение V_{D3} с интервалом повторяемости 60° ($\pi/3$), имеющее средневыходное значение

$$V_{D3} = \frac{1}{\pi/3} \int_{\pi/3}^{2\pi/3} \sqrt{6}V\sin\omega t dt = \frac{3\sqrt{6}}{\pi}V = 2,34V.$$

При напряжении в бортовой сети 115 В это соответствует $115 \cdot 2,34 = 269,1$ В (270 В).

Как показано выше, максимальное из линейных напряжений девятифазной системы имеет место при угле 160° между фазными напряжениями. Очевидно, что по принципу действия моста Ларионова именно оно будет определять уровень выходного выпрямленного напряжения.

Для симметричной девятифазной системы с синусоидальными фазными напряжениями действующим значением V имеют место следующие соотношения:

$$\begin{aligned} V_M &= \sqrt{2}V; \\ V_{Л9} &= 2V\sin(160^\circ/2) = 1,9696V; \\ V_{ЛМ9} &= \sqrt{2}V_{Л9} = 2,785V, \end{aligned}$$

где «9» – индекс, обозначающий девятифазную систему.

При девятифазном двухполупериодном выпрямлении на вход выпрямительного моста подается напряжение

$$v_9 = V_{\text{ЛМ9}} \sin \omega t = 2,785V \sin \omega t.$$

На выходе выпрямителя формируется восемнадцатипульсное выходное напряжение V_{D9} с интервалом повторяемости 20° ($\pi/9$), имеющее средневывпрямленное значение

$$V_{D9} = \frac{1}{\pi/9} \int_{4\pi/9}^{5\pi/9} 2,785V \sin \omega t dt = 2,773V.$$

При напряжении в бортовой сети 115 В это соответствует $115 \cdot 2,773 = 318,9$ В (320 В).

Важными характеристиками выпрямленного напряжения являются его пульсации. Под коэффициентом пульсаций, согласно ГОСТ 23875–88, понимается величина, равная отношению наибольшего значения переменной составляющей напряжения к его постоянной составляющей (или к номинальному значению).

Значение коэффициента пульсаций выпрямительных схем можно определить исходя из простых тригонометрических уравнений.

Очевидно, что при симметричной трехфазной системе напряжений для шестипульсовой схемы справедливо

$$\sin q = \sin(q + 60^\circ),$$

где q – угол равенства мгновенных значений напряжений двух последовательно сменяющихся друг друга выпрямительных ветвей.

Решением этого уравнения является угол $q = 60^\circ$. При единичной амплитуде напряжения, подаваемого на вход выпрямителя, в момент $q = 60^\circ$ мгновенное значение выпрямленного напряжения имеет минимальное значение, равное

$1 \times \sin 60^\circ = \sqrt{3} / 2 = 0,866$ (рис. 6а). Таким образом, размах пульсаций выпрямленного напряжения составляет $1 - 0,866 = 0,134$, а амплитуда пульсаций, соответственно, $0,134 / 2 = 0,067$. Отнеся амплитуду пульсаций к средневывпрямленному (номинальному) напряжению

$$V_{D3} = \frac{1}{\pi/3} \int_{\pi/3}^{2\pi/3} \sin \omega t dt = 0,955,$$

получим значение коэффициента пульсаций для шестипульсовой схемы:

$$K_{\text{ПЗ}} = 0,067 / 0,955 = 0,07 \text{ (или 7\%)}.$$

Аналогичные выкладки можно проделать и для девятифазной системы. Очевидно, что для восемнадцатипульсовой схемы условие равенства мгновенных значений напряжений двух последовательно сменяющихся друг друга выпрямительных ветвей имеет вид

$$\sin q = \sin(q + 20^\circ).$$

Решением этого уравнения является $q = 80^\circ$. При единичной амплитуде напряжения, подаваемого на вход выпрямителя, в момент $q = 80^\circ$ мгновенное значение выпрямленного напряжения минимально и равно $1 \times \sin 80^\circ = 0,9848$ (рис. 6б). Размах пульсаций равен $1 - 0,9848 = 0,0152$, а амплитуда пульсаций, соответственно, $0,0152 / 2 = 0,0076$. При средневывпрямленном напряжении, имеющем значение

$$V_{D9} = \frac{1}{\pi/9} \int_{4\pi/9}^{5\pi/9} \sin \omega t dt = 0,995,$$

коэффициент пульсаций для восемнадцатипульсовой схемы равен

$$K_{\text{П19}} = 0,0076 / 0,995 = 0,00764 \text{ (или 0,76\%)}.$$

Таким образом, значение коэффициента пульсаций выходного напряжения при девятифазном выпрямлении почти на порядок меньше, чем при трехфазном.

Преобразование уровня выходного напряжения

Выше было показано, что «ГОСТовское» напряжение 270 В более чем на 18% ниже напряжения 320 В, естественным образом формируемого девятифазной системой АТВУ при питании последнего от бортовой сети 115/200 В. Под «естественным образом» в данном случае понимается ситуация, когда значения входных и выходных фазных напряжений автотрансформаторного узла равны между собой.

Надо отметить, что в подобного рода устройствах изменение соотношения между входным и выходным напряжениями (повышение или понижение) не достигается простым изменением коэффициентов трансформации, а может быть реализовано только изменением топологии АТ.

Очевидно, что при питании от сети 115/200 В для получения на выходе выпрямителя напряжения 270 В значение выходных фазных напряжения АТ должно составлять $270 / 2,773 = 98$ В. На рис. 7 показаны варианты автотрансформаторного узла с топологией «Треугольник», позволяющие, наряду с преобразованием числа фаз, понизить значения выходных фазных напряжений [14, 15]. Выполняя одинаковые функции и имея одинаковые показатели качества потребляемого тока, эти устройства имеют разные массогабаритные показатели. Если принять за единицу габаритную мощность трансформатора, выполняющего те же функции, то при коэффициенте трансформации, равном $98 / 115 = 0,852$, габаритная мощность структуры с топологией по варианту А будет равна 0,54, по варианту В – 0,58, по варианту С – 0,51 [12].

Из обширной технической литературы, посвященной электрическим машинам, например, [16], известно, что чем меньше коэффициент трансформа-

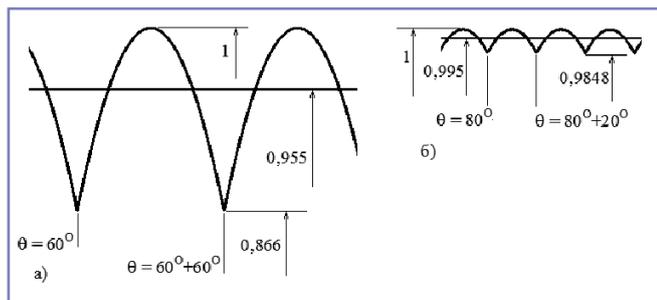


Рис. 6. К расчету коэффициента пульсаций шестипульсового (а) и восемнадцатипульсового выпрямления (б).

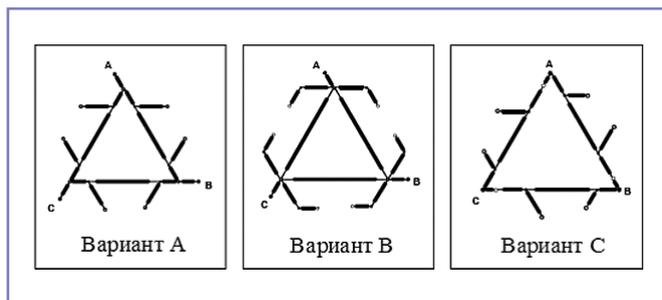


Рис. 7. Топологии АТ с понижением выходного напряжения.

ции автотрансформатора отличается от единицы, тем меньше его расчетная мощность (тем меньшую мощность он преобразует), и тем выгоднее его применение с точки зрения уменьшения массы, габаритных размеров и потерь мощности. Поэтому габаритная мощность АТ без преобразования уровня напряжения с коэффициентом трансформации, условно равным единице (на самом деле этого не может быть, поскольку преобразование фаз сопряжено с преобразованием напряжений), всегда меньше, чем у устройства с изменением выходного напряжения. Разница может составлять 15...20%.

Выводы

АТВУ с многоканальным преобразованием являются эффективным средством обеспечения электроэнергетической совместимости бортовой трехфазной сети с мощными нелинейными потребителями электроэнергии. Восемнадцатипульсное выпрямление обеспечивает как малые искажения потребляемого от первичной системы электроснабжения тока, так и высокое качество выходного постоянного напряжения с пренебрежимо малым коэффициентом пульсаций. Множественность вариантов топологий автотрансформаторного узла позволяет, в зависимости от совокупности исходных требований, таких как показатели качества электроэнергии, массогабаритные показатели, надежность, технологичность, стоимость и др., спроектировать устройство с оптимальным сочетанием потребительских характеристик.

Литература

1. Коняхин С.Ф., Коняхин В.С., Нагорнов А.М., Емельянов А.В. Организация вторичной системы электроснабжения в сети переменного тока нестабильной частоты / Электропитание, № 2, 2012.
2. ГОСТ 54073–2010 «Системы электроснабжения самолетов и вертолетов. Общие требования и нормы качества электроэнергии».
3. MIL-STD-704F «Aircraft Electric Power Characteristics», 12 March 2004.
4. Коняхин С.Ф., Мыцык Г.С. Электромагнитная и электроэнергетическая совместимость первичной и вторичной систем электроснаб-

жения летательных аппаратов / Электрическое питание, № 1, 2007.

5. Коняхин С.Ф. Электроэнергетическая совместимость бортовых систем генерирования, преобразования и распределения электроэнергии / Электроника и электрооборудование транспорта, № 5–6, 2009.

6. www.craneae.com.

7. www.thalesgroup.com.

8. Петляков А.И., Глух Е.М. «m-пульсный вентильный преобразователь». – А.с. СССР № 748728 H02M 7/06, 1976.

9. Jerzy Ferens, Henry D. Hajdinjak, Sean Rhodes «18-pulse Rectification System Using a Wye-connected Autotransformer». – U.S. Pat. No. 6650557 H02M 7/06, H02M 7/155, 2003.

10. Dongsheng Zhou, Gary L. Skibinski, Nikolay N. Guskov «Nine-phase transformer». – U.S. Pat. No. 6650557 H02M 5/06, 2002.

11. Bhim Singh, Gurumoorthy Bhuvanecwaryi, Vipin Garg «Reduced Rating T-connected Autotransformer for Converting Three Phase AC Voltages to Nine/Six Phase Shifted AC Voltages». – U.S. Pat. No. 6650557 H02M 5/00, 2008.

12. Kaz Furmanczyk, Mark Stefanich «Demonstration of Very High Power Airborne AC to DC Converter». – Paper 2004–01–3210, Power System Conference, Reno, Nevada, Nov. 2004

13. ГОСТ 23875–88 «Качество электрической энергии. Термины и определения».

14. Derek A. Paice «Optimized 18-pulse Type AC/DC, or DC/AC, Converter System». – U.S. Pat. No. 5124904 H02M 7/08, H02M 7/162, 1992.

15. Peter W. Hammond «Autotransformer». – U.S. Pat. No. 5619407 H02M 5/02, 1997.

16. Брускин Д.Э., Зохорович А.Е., Хвостов В.С. Электрические машины. Ч. 1. – М.: Высшая школа, 1987.

Коняхин Сергей Федорович

Родился в 1959 году. В 1984 году окончил Московский энергетический институт по специальности «Электрооборудование летательных аппаратов». Кандидат технических наук. Защитил диссертацию на тему «Исследование и разработка бортовых трансформаторно-выпрямительных устройств с многоканальным преобразующим трактом». Опыт работы – 31 год. В настоящее время работает главным конструктором систем преобразования электроэнергии – заместителем главного конструктора ОАО «Аэроэлектромаш». Имеет более 136 печатных работ, в том числе 60 патентов и авторских свидетельств на изобретения и полезные модели.

Коняхин Вячеслав Сергеевич

Родился в 1985 году. В 2008 году окончил Московский энергетический институт по специальности «Промышленная электроника». В настоящее время работает ведущим специалистом ОАО «Аэроэлектромаш» и учится в аспирантуре Московского энергетического института. Имеет 24 печатные работы, в том числе 9 патентов на изобретения и полезные модели.

Третьяк Владимир Иванович

Родился в 1955 году. В 1978 году окончил Белорусский государственный университет по специальности «Радиофизика и электроника СВЧ». Кандидат технических наук. Опыт работы – 36 лет. В настоящее время работает главным конструктором ОАО «Аэроэлектромаш». Имеет 53 печатные работы, в том числе 10 патентов и авторских свидетельств на изобретения и полезные модели. Почетный машиностроитель РФ.

Konyakhin Sergey

Was born in 1959. In 1984 he graduated from Moscow Energy Institute, his speciality is «Aircraft electrical equipment». He is a candidate of Engineering. He defended a thesis, the theme is «Research and development of on-board transformer-rectifier devices with multi-channel conversion route». He has 31 year work experience. At present he works as energy conversion systems chief designer – deputy chief designer in JSC «Aeroelectromash». He has more than 136 publications, including 60 patents and inventor's certificates.

Konyakhin Vyacheslav

Was born in 1985. In 2008 he graduated from Moscow Power Engineering Institute with a degree in «Industrial electronics». At the present time he works as a top specialist in «Aeroelectromash» JSC and pursues postgraduate studies in Moscow Power Engineering Institute. He has 24 publications, including 9 patents for inventions and useful models.

Tretyak Vladimir

Was born in 1955. In 1978 he graduated from Belorussia State University with a specialty in «Radio-physics and microwave electronics». He is a candidate of Engineering. His work experience is 36 years. At present he works as chief designer at JSC «Aeroelectromash». He has 53 publications, including 10 patents and inventor's certificates and certificates for useful models. He is an honored mechanic engineer of the Russian Federation.

Система критериев качества для оценки перспективных систем автоматического управления скоростью грузовых поездов с распределенной тягой

// System of criteria of quality for an assessment of perspective automatic control systems of the speed of cargo trains with the distributed draft //

Киселев М.Д., Пудовиков О.Е., д.т.н., доцент,
МГУПС (МИИТ), г. Москва

Для оценки качества управления скоростью движения грузового поезда используют помимо традиционных показателей качества еще и специфические, такие как максимальные величины продольных динамических сил и величина накопленных усталостных напряжений сцепных приборов. Но этого недостаточно при разработке САУ скоростью для поездов с распределенной тягой, поэтому выбраны дополнительные критерии с учетом специфики объекта исследования. Проведен сравнительный анализ результатов моделирования при реализации различных алгоритмов управления.

Ключевые слова: система автоматического управления скоростью локомотива, показатели качества управления, продольные колебания в поезде, распределенная тяга, тяжеловесный грузовой поезд, запас устойчивости, устойчивость.

Повышение массы и скорости движения грузовых поездов является одним из важнейших и эффективных направлений развития железнодорожного транспорта. Для вождения поездов повышенной массы и длины применяют как мощные локомотивы, расположенные в головной части поезда, так и несколько локомотивов, распределенных по длине состава. Нарушение технологии управления тяговыми и тормозными средствами способствует возникновению продольных динамических сил недопустимого, по условиям прочности автосцепок, уровня. Кроме этого, неблагоприятный характер протекания переходных процессов в поезде способствует ускорению процесса накопления усталостных повреждений в автосцепках и, как следствие, снижению их прочности [1]. Дополнительным фактором опасности при использовании распре-

To assess the quality of controlling the speed of a freight train are used in addition to traditional quality indicators, and more specific, such as the maximum value of the longitudinal dynamic forces and the amount of accumulated fatigue of the coupling devices. However, this is not enough, when developing ACS speed for trains with distributed traction, so the selected additional criteria specific object of research. The comparative analysis of results of modeling at realization of various algorithms of management is carried out.

Keywords: automatic control system of the speed of the locomotive, quality control, longitudinal fluctuations in the train, distributed traction, heavy freight train, stability margin, stability.

деленной тяги является возможное появление условий, способствующих потере устойчивости вагонов в рельсовой колее (выдергивание или выжимание) в случае несогласованного управления тяговыми и тормозными средствами. Поэтому актуальным является вопрос выбора рациональных алгоритмов управления такими локомотивами.

Для разработки системы автоматического управления скоростью грузового поезда с распределенной тягой, учитывающей массу и длину состава, скорость его движения, а также расположение его на переломах профиля пути, для выработки правильной стратегии управления тягой и обеспечения безопасности движения поезда необходимо четкое представление о процессах, происходящих в поезде.

При разработке САУ скоростью грузовых поездов, для учета переходных

процессов в объекте управления, целесообразно использовать дискретную многомассовую модель поезда, представляющую его как систему твердых тел, соединенных нелинейными упруго-диссипативными связями.

Качество процесса управления скоростью поезда характеризуется как традиционными показателями (ошибка управления в установившемся режиме, перерегулирование, длительность переходного процесса, крутизна переднего фронта, колебательность и т.д.) [2], так и специфическими, определяемыми особенностями грузового поезда как объекта управления [1]:

- максимальные величины продольных динамических сил, действующих в поезде;
- величина накопленных усталостных повреждений сцепных приборов экипажей поезда.

Эти критерии учитывают негативное влияние быстро меняющихся динамических сил, действующих на поезд, способных вызвать разрыв автосцепок из-за превышения продольными динамическими силами максимально допустимых значений, а также способствующих снижению прочности материала корпусов автосцепок.

Вместе с этим следует учитывать и медленно меняющиеся силы, так называемые квазистатические, действующие на вагоны поезда во время его движения. Продольные квазистатические сжимающие силы, действующие на вагоны поезда, способны вызвать «выдавливание» вагонов из колеи, а растягивающие – «выдавливание» вагонов, если они расположены в кривом участке пути.

Для оценки запаса устойчивости от «выжимания» и «выдергивания» вагонов используют следующие критерии [4]:

- величина вертикальной реакции наружного рельса на колеса вагона от действия продольных растягивающих сил;

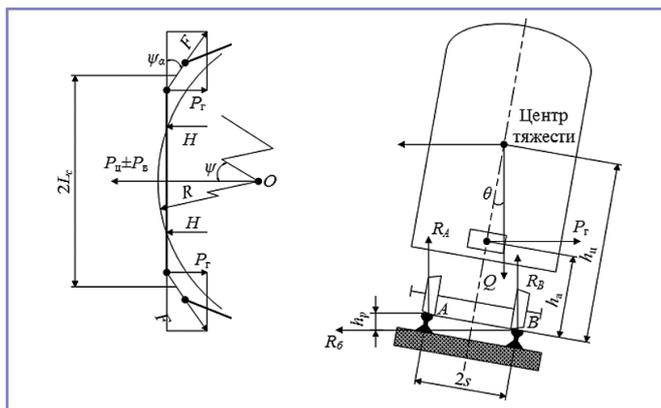


Рис. 1. Схемы (а) и (б) к расчету устойчивости вагона в кривом участке пути при действии в поезде продольных растягивающих сил.

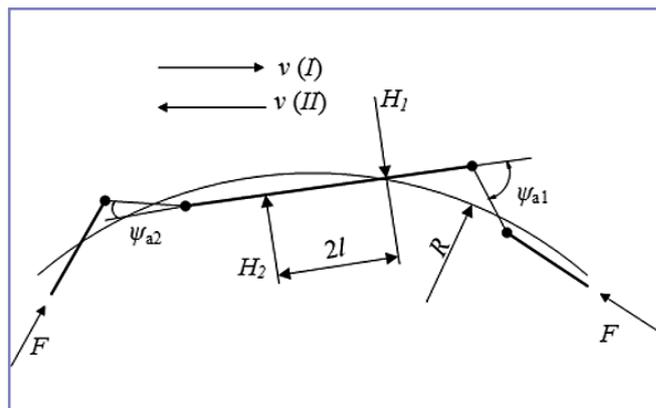


Рис. 2. Схема установки вагона на кривом участке пути при действии сжимающих сил.

• коэффициент запаса устойчивости вагона от «выжимания».

На рис. 1 приведена расчетная схема [4] для оценки величины вертикальной реакции наружного рельса на колеса вагона от действия продольных растягивающих сил. Условие устойчивости будет соблюдаться, если выполняется неравенство

$$R_A > 0, \quad (1)$$

где R_A – величины вертикальной реакции наружного рельса на колеса вагона.

В соответствии с [4], без учета деформаций рессор и при отсутствии ветра, условие устойчивости записывается следующим образом:

$$R_A = \frac{Q}{2s} \left[1 + \frac{h_u}{sg} \left(\frac{v^2}{R} - \frac{h_p}{2s} g \right) \right] - F \frac{L_c h_a}{sR}, \quad (2)$$

где Q – вес вагона;

$2s$ – расстояние между кругами катания колес колесной пары;

h_u, h_a – высота над уровнем головок рельсов точек приложения сил, соответственно, P_u, P_v ;

h_p – возвышение наружного рельса над внутренним;

g – ускорение свободного падения;

v – скорость экипажа;

F – величина продольной растягивающей силы;

L_c – половина длины вагона по осям сцепления автосцепок;

R – радиус кривой.

В соответствии с [4] при исправном рессорном подвешивании устойчивость обеспечивается при действии продольных сил величиной примерно до 1 МН.

Коэффициент запаса устойчивости вагонов от выжимания определяется в зависимости от того, вкатывается ли колесо на наружный (I) или внутренний рельс (II) (рис. 2) [4].

Коэффициент запаса устойчивости будет определяться как

$$k_{y,II} = \frac{\operatorname{tg} \beta - \mu}{1 + \mu \operatorname{tg} \beta} \times \left[P_r + \frac{F}{1 - \frac{F}{F_{\text{кра}}}} \left[\frac{\delta L}{l^2} \left(1 + \frac{L}{a} \right) \frac{h_n}{h_u} \pm \alpha \frac{L_c}{R} \right] \frac{h_n}{s} \right] \times \frac{\mu P_r + \frac{2F}{1 - \frac{F}{F_{\text{кра}}}} \left\{ \left[\frac{\delta L}{l^2} \left(1 + \frac{L}{a} \right) \pm \alpha \frac{L_c}{R} \right] \left(1 - \mu \frac{h_n}{s} \right) \mp \alpha \frac{L_c}{R} \cdot \frac{h_n - h_n}{2s} \right\}}{F_{\text{кра}}}; \quad (3)$$

$$\alpha = \frac{1 - \frac{F}{F_{\text{кра}}}}{1 - \frac{F}{F_{\text{крб}}}}$$

где β – угол между образующей гребня колеса и горизонталью;

μ – коэффициент трения между колесом и рельсом;

P_r – вертикальная нагрузка от тележки на рельсы;

F – величина продольной сжимающей силы;

$F_{\text{кра}}$ и $F_{\text{крб}}$ – критические значения величин продольных сжимающих сил, при которых наступит перекоз экипажа [4];

δ – начальные перекосы из-за свободных перемещений шкворневых сечений вагона;

L – половина длины рамы вагона между упорными плитами автосцепок;

l – половина длины базы вагона;

α – длина корпуса автосцепки;

h_u – высота над головкой рельса центра тяжести вагона;

h_n – высота над головкой рельса плоскости подпятника;

$2s$ – расстояние между кругами катания колес колесной пары.

Рассмотрим более подробно второй критерий.

Для выполнения расчетов использована модель поезда, представляющая его как систему твердых тел [5], соединенных упруго-диссипативными связями.

Движение каждого экипажа описывается системой дифференциальных уравнений

Движение каждого экипажа описывается системой дифференциальных уравнений

$$\begin{cases} \dot{v}_i = \frac{(S_i - S_{i+1} + F_i)}{m_i}, & i = \overline{1, n}; S_{n+1} = 0 \\ \dot{q}_i = v_{i-1} - v_i, & i = \overline{2, n} \\ \dot{x}_1 = v_1 = -\dot{q}_1 \end{cases}, \quad (4)$$

где v_i – скорость центра масс экипажа;

S_i – усилие в i -м междувагонном соединении;

F_i – суммарная внешняя сила, действующая на i -й экипаж;

m_i – масса i -го экипажа;

n – число экипажей в поезде;

q_i – деформация i -го междувагонного соединения;

\dot{q}_i – скорость деформации.

В качестве модели междувагонных связей используется модель пружинно-фрикционного поглощающего аппарата с ха-

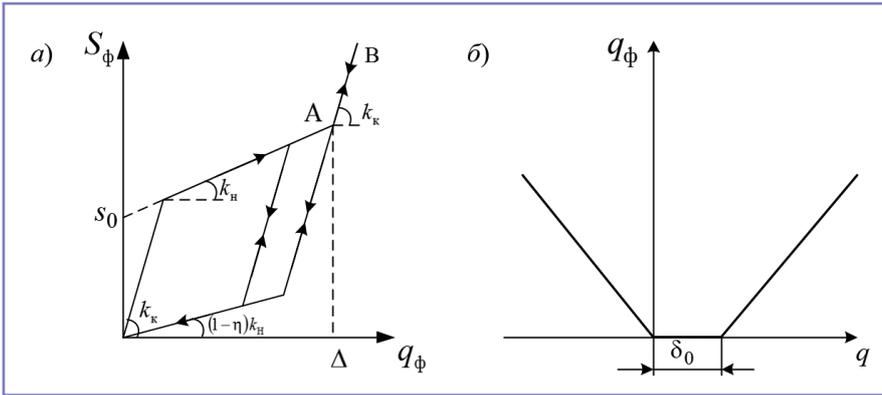


Рис. 3. Зависимости силы от деформаций междувагонного соединения (а) и деформаций междувагонного соединения от относительного перемещения центров масс соседних вагонов (б).

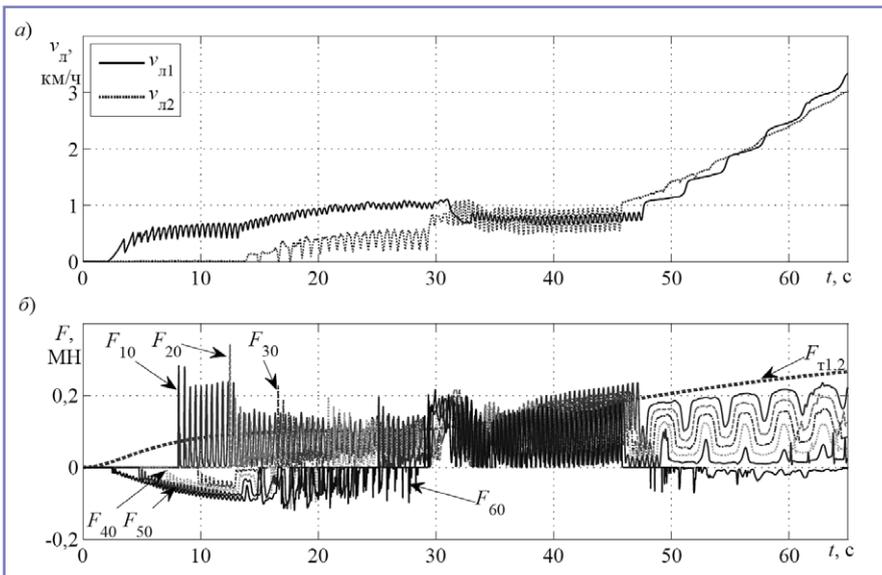


Рис. 4. Переходные процессы в поезде в процессе трогания с места для первого варианта движения.

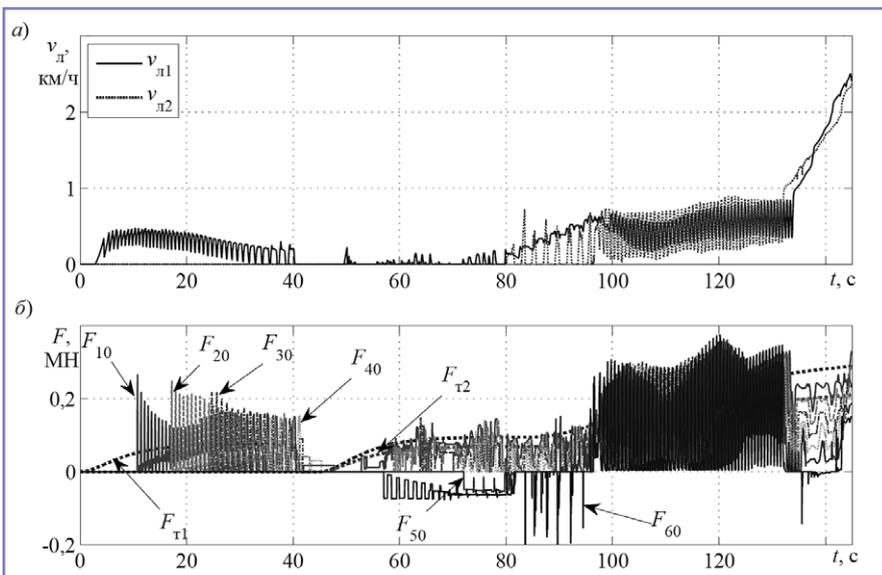


Рис. 5. Переходные процессы в поезде в процессе трогания с места для второго варианта движения.

рактической, приведенной на рис. 3. Данная модель учитывает наличие зазора в автосцепках и начальную затяжку аппаратов.

Для оценки влияния способов управления на значения показателей, характеризующих запасы устойчивости, рассмотрен вариант поезда, состоящего из двух электровозов 2ЭС5К и 120 полувагонов и сформированного по схеме ЛСЛС (первый локомотив – в головной части поезда, второй – в середине) [6].

Был рассмотрен режим трогания поезда с места при реализации двух способов взаимодействия локомотивов:

- синхронное управление тягой;
- с задержкой включения в работу второго локомотива на величину времени, определяемую временем прохождения волны растяжения состава [7].

При выполнении расчетов предполагалось, что все локомотивы оборудованы САУ скоростью, учитывающей ограничения на величины продольных динамических сил [7].

На рис. 4 и 5 приведены результаты расчета при синхронном управлении силой тяги (силы $F_{т1,2}$) и управлении с задержкой соответственно. Из зависимостей, приведенных на рис. 4, видно, что в интервале времени $t = 3-28$ с перед вторым локомотивом возникают сжимающие силы (кривые F_{40} , F_{50} , F_{60}). Однако, при включении локомотивов в работу с задержкой, сжимающих усилий в первой части поезда практически не возникает.

Как видно, хотя максимальные продольные силы не превышают максимально допустимых значений [3], величина накопленных усталостных повреждений упругих приборов вагонов и локомотивов из-за менее благоприятного характера протекания переходных процессов, заключающихся в большем количестве и большей амплитуде колебаний продольных сил, при использовании второго варианта управления тягой более чем в 4 раза ниже, чем в первом случае, и составляет $a_2 = 6,476 \cdot 10^{-5}$ и $a_1 = 2,753 \cdot 10^{-4}$ соответственно.

На рис. 6 приведены зависимости коэффициента запаса устойчивости по вагонам за время моделирования, рассчитанные в соответствии с выражением (3). Как видно, минимальные значения этого коэффициента составляют

- для первого варианта:
 $k_{yl}^{min} = 1,949; k_{yl}^{min} = 1,989;$

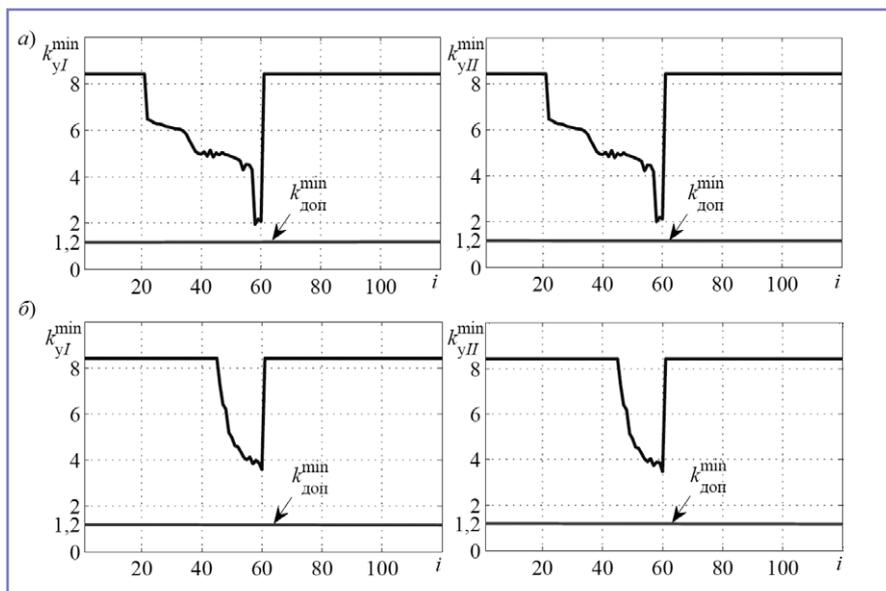


Рис. 6. Коэффициенты запаса устойчивости по вагонам для обеих установок: а – для базового варианта САУ; б – для проектного.

• для второго варианта:

$$k_{yI}^{\min} = 3,537; k_{yII}^{\min} = 3,435.$$

В обоих случаях величина коэффициента запаса устойчивости удовлетворяет условию $k_y \geq 1,2$ [4], однако при использовании второго варианта она выше почти в 2 раза.

Ввиду того что в рассматриваемых вариантах моделировалось движение по прямому участку пути, величины реакций наружного рельса не определялись. В то же время различия в реализуемых способах управления оказывают существенное влияние на величины показателей качества – величины накопленных усталостных повреждений в автосцепках вагонов и коэффициента запаса устойчивости вагонов.

Таким образом, при разработке алгоритмов управления, реализуемых в перспективных САУ скоростью грузовых поездов, при использовании распределенной тяги целесообразно учитывать в дополнение к используемым ранее следующие критерии: коэффициент запаса устойчивости вагона от выжимания и величину реакции наружного рельса в кривом участке пути.

Литература

1. Критерии качества регулирования скорости / Л.А. Баранов, О.Е. Пудовиков, А.Н. Савоськин. – М.: «Мир транспорта», 2009, № 4.
2. Савоськин А.Н. Автоматизация электроподвижного состава: учебник для вузов железнодорожного транспорта / А.Н. Савоськин, Л.А. Баранов, В.П. Феоктистов; под ред. А.Н. Савоськина. – М.: Транспорт, 1990. – 311 с.
3. Нормы для расчета и проектирования вагонов железных дорог МПС колеи 1520 мм (несамоходных). – М.: ГосНИИВ – ВНИИЖТ, 1996.
4. Динамика вагона: учебник для вузов железнодорожного транспорта. Изд. 2-е, перераб. и доп. / С.В. Вершинский, В.Н. Данилов, И.И. Чесноков. – М.: Транспорт, 1978. – 352 с.
5. Блохин Е.П. Динамика поезда (нестационарные продольные колебания) / Е.П. Блохин, Л.А. Манашкин. – М.: Транспорт, 1982. – 222 с.
6. Нестационарные режимы тяги (Тяговое обеспечение перевозочного процесса) / Лисицын А.Л., Мугинштейн Л.А. / Под ред. Г.И. Нарских, И.К. Петушковой. – М.: Интекст, 1996. – 159 с.
7. Пудовиков О.Е. Управление длинносоставными тяжеловесными грузовыми поездами /

Электронное научное периодическое издание «Управление большими системами». Выпуск 29. Гос. рег. номер 0421000023\0024. – ИПУ РАН, 2010. – С. 214–231.

Киселев Максим Дмитриевич

Родился в 1994 году. В 2015 году окончил МГУПС (МИИТ) по специальности «Подвижной состав железных дорог». Опыт работы – 2 года. Аспирант кафедры «Электропоезда и локомотивы» МГУПС (МИИТ). Имеет 1 печатную работу.

Пудовиков Олег Евгеньевич

Родился в 1974 году. В 1997 году окончил с отличием МИИТ по специальности «Локомотивы (электровозы и электропоезда)». Доктор технических наук, доцент. В 2011 году защитил диссертацию по теме «Автоматическое управление скоростью грузового поезда с электровозом, допускающим плавное управление силами тяги и торможения». В настоящее время является заведующим кафедрой «Электропоезда и локомотивы» МИИТа. Опыт работы – более 15 лет. Имеет более 60 научных трудов и 2 патента.

Kiselev Maksim

Was born in 1994. In 2015 he graduated from Moscow State University of Railway engineering (MIIT) with a specialty in «Movable equipment of the railway system». His work experience is 2 years. He is a post-graduate student at the MIIT department «Electric trains and locomotives». He has 1 publication.

Pudovikov Oleg

Was born in 1974. He graduated from the Moscow State Railway University (MIIT) with specialty of «Locomotives (electric locomotives and electric trains)» in 1997. He is a doctor of science. He defended a thesis titled «Automatic speed control system of freight trains with electric locomotives that allow smooth control of traction and brake forces». At present he works as a head of the department of «EMUs and locomotives» of the Moscow State Railway University (MIIT). He has got about 15 years work experience. He has more than 60 printed scientific works and 2 patents.

Электромагнитные процессы в системе тягового электроснабжения с МФ ВДТ при включении его вольтодобавочной обмотки в отсасывающую линию

// Electromagnetic processes in the system of traction power supply system with MF BT at plugging of his booster winding in a railway power transmission line //

**Косарев А.Б., д.т. н., профессор,
ОАО «ВНИИЖТ», г. Москва**

**Алексенко М.В., к.т. н.,
МГУПС (МИИТ), г. Москва**

В статье предложен алгоритм моделирования электромагнитных процессов в системе тягового электроснабжения с многофункциональным вольтодобавочным трансформатором. С использованием результатов компьютерного моделирования установлены частотные характеристики наводимых в проводах тяговой сети напряжений, определяемых электромагнитным влиянием тяговой сети с многофункциональным вольтодобавочным трансформатором на смежные линии. Предложенный алгоритм моделирования электромагнитного влияния тягового электроснабжения на смежные линии позволяет отказаться от применения коэффициентов чувствительности и волнового при исследовании мешающего влияния системы тягового электроснабжения на линии связи. Установлено, что как за счет изменения напряжения на опережающей и отстающей фазах, так и, в основном, за счет перераспределения тока в тяговой обмотке силового тягового трансформатора происходит существенное уменьшение коэффициента несимметрии по току (напряжению) в системе внешнего электроснабжения. Показано, что при равных (по модулю) токах в контактной сети смежных межподстанционных зон коэффициент несимметрии по напряжению на шинах тяговой подстанции, питающей данные участки, стремится к нулю.

Ключевые слова: электромагнитная совместимость, силовой тяговый трансформатор, электроподвижной состав, система тягового электроснабжения, многофункциональный вольтодобавочный трансформатор, коэффициент несимметрии, ток и напряжение в системе тягового электроснабжения.

The algorithm of design of electromagnetic processes in the system of traction power supply system with a multifunction booster is offered in this article. Frequency descriptions pointed in the wires of traction network of the voltage determined by electromagnetic influence of traction network with a multifunction booster transformer on contiguous lines are set using results of computer design. The offered algorithm of design of electromagnetic influence of traction power supply system on contiguous lines allows to put aside application of coefficients of sensitiveness and wave at researching mixing influence of traction power supply system on a flow line. It is set that due to both the change of voltage on passing ahead and backward phases and, mainly, the redistribution of current in the traction puttee of power traction transformer there is substantial reduction of coefficient of unsymmetry on a current (voltage) in the system of external power supply. It is shown that at equal (on the module) currents in the overhead contact system of contiguous intersubstation zones coefficient of unsymmetry on voltage on the tires of traction substation a feed-in these areas, aspires to the zero.

Keywords: electromagnetic compatibility, traction transformer, electrically propelled vehicles, traction power supply system, multi-function booster transformer, unbalance factor, current and voltage in traction power supply system.

Повышение эффективности работы системы тягового электроснабжения переменного тока является актуальной задачей развития электрического транспорта. Применительно к электрической тяге переменного тока неравномерность загрузки фаз силового тягового трансформатора создает повышенную потерю напряжения в системе тягового электроснабжения, несимметрию токов и напряжений в первичной системе электроснабжения, что вызывает дополнительную потерю электроэнергии и снижает коэффициент полезного действия системы тягового электроснабжения.

Для повышения эффективности работы системы тягового электроснабжения применяют технические решения и специальные устройства, включая современные системы тягового электроснабжения (система 2 x 25 кВ с питающим проводом и автотрансформаторами, система с экранирующими и усиливающими проводами) [1, 7], осуществляющие регулирование напряжения силовых тяговых трансформаторов трехфазными устройствами под нагрузкой, используют многофункциональные вольтодобавочные трансформаторы [4, 5, 6] и регулируемые устройства продольной и поперечной емкостных компенсаций [3].

Перечисленные выше решения по усилению системы тягового электроснабжения переменного тока не лишены недостатков. В частности, имеет место превышение коэффициента несимметрии по напряжению, нормируемого ГОСТ 32144–2013, в точке общего присоединения [6], в случае применения вольтодобавочных трансформаторов возрастают потери электроэнергии в силовых тяговых трансформаторах и системе внешнего электроснабжения [4].

Для устранения недостатков, присутствующих существующим системам тягового электроснабжения, в работе предлагается использование специального многофункционального вольтодобавочного

трансформатора (МФ ВДТ) [2]. Его питающая обмотка (ПО) получает энергию от тяговой обмотки силового тягового трансформатора, вольтодобавочная обмотка (ВДО) трансформатора включается в отсасывающую линию тяговой подстанции, а компенсационная обмотка (КО) нагружается на регулирующую конденсаторную установку.

При рассмотрении условий работы тяговой сети с МФ ВДТ, ВДО которого включена в отсасывающую линию тяговой подстанции, требуется решение задач моделирования процессов, происходящих в реальных сетях. Использование прикладных компьютерных программ для этих целей позволяет максимально приблизить создаваемые модели к реальным условиям эксплуатации и получить практические рекомендации

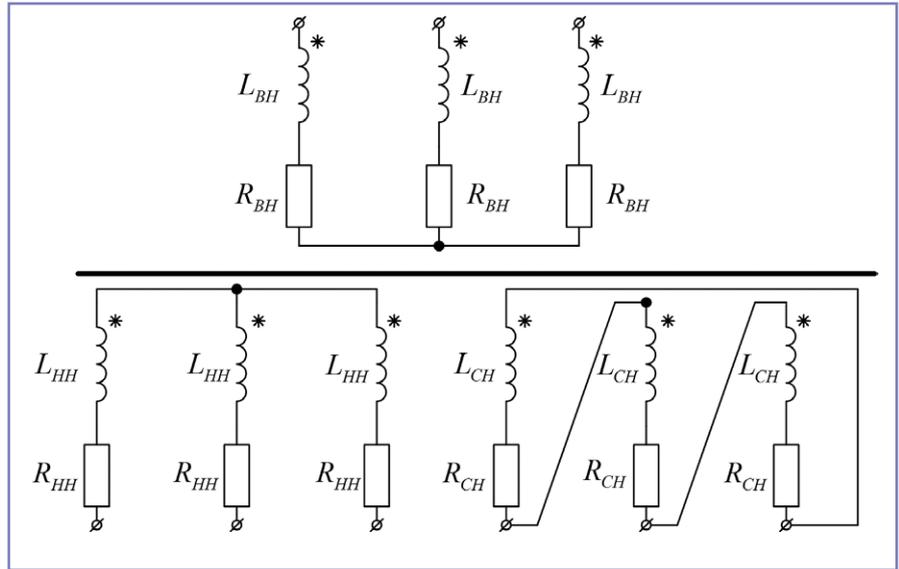


Рис. 1. Схема замещения трехфазного трехобмоточного трансформатора.

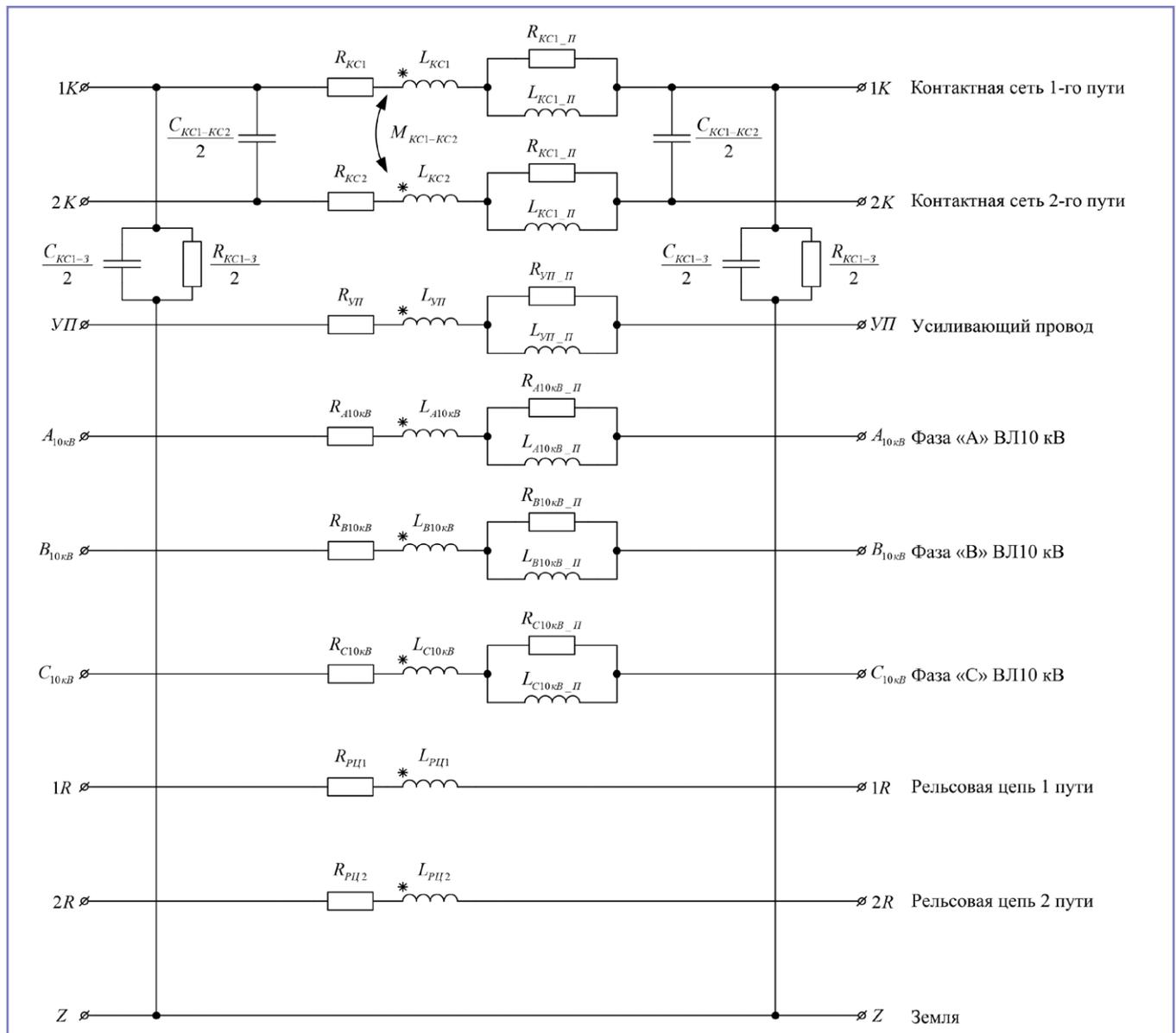


Рис. 2. Схема замещения участка тяговой сети и линии продольного электроснабжения ЛЭП 10 кВ длиной 200 метров.

для повышения эффективности работы системы тягового электроснабжения (СТЭ). Разрабатываемые модели должны обладать универсальностью и быть применимы к различным системам электроснабжения.

Моделирование силового тягового трехфазного трехобмоточного трансформатора классов напряжения 110/27,5/10 кВ, использующегося для питания как тяговой, так и нетяговой нагрузки, осуществлялось путем представления его обмоток в виде цепочки типа RL , где R – омическое сопротивление обмотки, L – значение индуктивности, включающее индуктивность рассеивания и индуктивность, определяемую магнитным потоком намагничивания и зависящую от числа витков обмотки. Для обмоток, расположенных на одном магнитопроводе, коэффициент связи принимается равным 0,999 [8, 9]. Сопротивления первичных обмоток силового тягового трансформатора включают сопротивления и индуктивности линии внешней питающей электросетевой компании. Схема замещения тягового трехфазного трехобмоточного трансформатора представлена на рис. 1.

С целью получения допустимой погрешности в результате расчета электромагнитных процессов в СТЭ моделирова-

ние электроподвижного состава осуществляется мостовой схемой замещения [9].

Математическая модель участка тяговой сети длиной 0,2 км представлена на рис. 2, где воздушные провода, в том числе и рельсовый путь, представлены схемой замещения в виде пассивного двухполюсника. Провода между собой имеют взаимоиндуктивные и емкостные связи. Также предполагается, что вблизи электрифицированного участка располагается линия продольного электроснабжения для питания устройств связи.

Приведенные выше первичные параметры СТЭ, а также схема замещения электровоза в дальнейшем используются при оценке электромагнитного влияния токов и напряжений в проводах тяговой сети на воздушные линии связи.

Известно, что напряжение, наводимое влияющей линией в проводах смежной воздушной линии электропередачи (ЛЭП) за счет электрического влияния, существенно зависит от геометрического расположения проводов, конструктивного исполнения контактной сети, наличия усиливающего провода и т.д. [1].

Провода ЛЭП 10 кВ располагаются в непосредственной близости от проводов контактной сети, в них наводится напряжение как за счет электрического влияния напряжения контактной сети,

так и за счет магнитного влияния тока электроподвижного состава.

Остановимся на анализе электрического влияния контактной сети при подаче в них напряжения от питающего трансформатора с фазными напряжениями U_{A0} , U_{B0} , U_{C0} .

Влиянию напряжения контактной сети на воздушные линии посвящено значительное число работ [6, 8, 9], в том числе и при учете конфигурации верхнего строения пути [1].

Для расчета напряжений фаз ЛЭП 10 кВ относительно земли необходимо какой-либо из векторов зафиксировать в системе координат на мнимой плоскости. С этой целью целесообразно направить вектор линейного напряжения первичной обмотки фазы «А» тягового трансформатора вдоль положительной оси.

Следовательно, напряжения (линейные) тяговой обмотки силового тягового трансформатора будут следующими:

$$\begin{aligned} \dot{U}_{AB} &= 27,5 \cdot e^{-j30^\circ} \text{ кВ}, \\ \dot{U}_{BC} &= 27,5 \cdot e^{-j150^\circ} \text{ кВ}, \\ \dot{U}_{CA} &= 27,5 \cdot e^{-j90^\circ} \text{ кВ}. \end{aligned} \quad (1)$$

Установлено, что вектор наводимого в проводе ЛЭП напряжения практически совпадает с вектором напряжения контактной сети, даже при учете работающего в режиме, близком к режиму

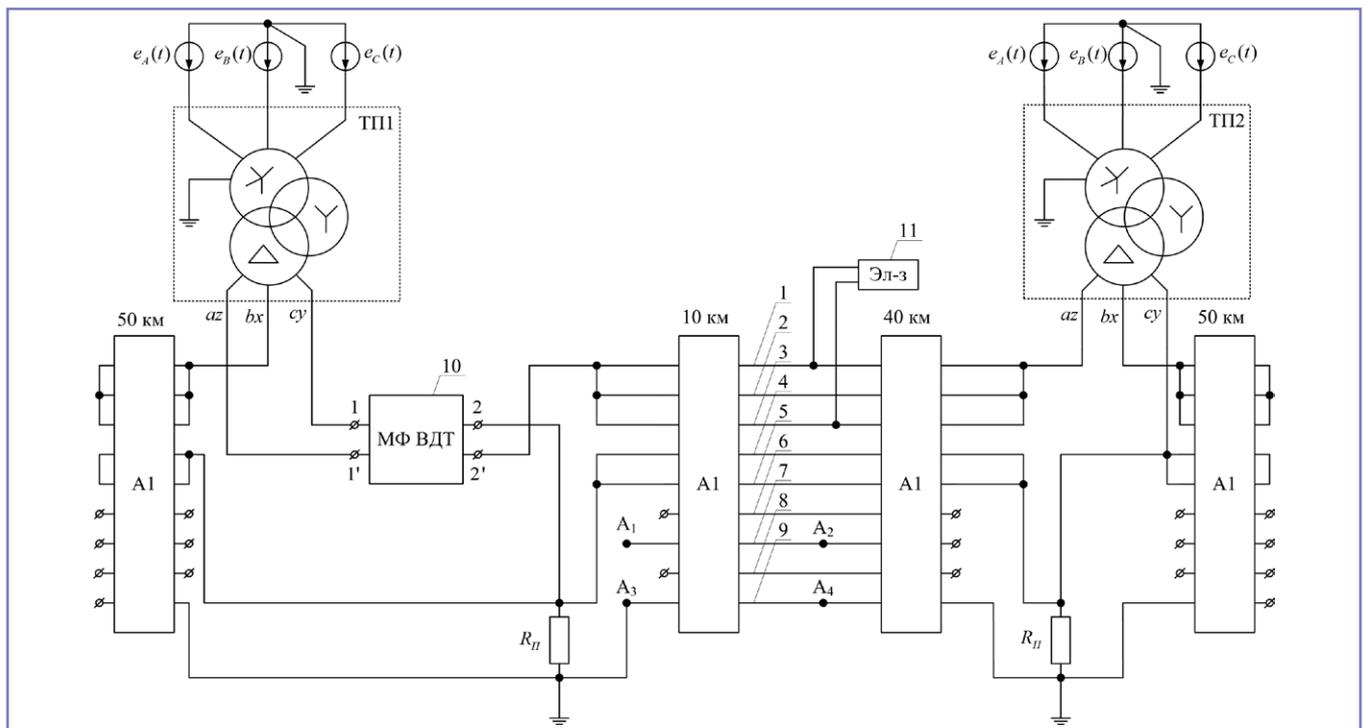


Рис. 3. Расчетная схема участка СТЭ с МФ ВДТ и ЛЭП 10 кВ: 1 – контактная сеть 1-го пути; 2 – контактная сеть 2-го пути; 3 – усиливающий провод; 4 – рельсовая цепь 1-го пути; 5 – рельсовая цепь 2-го пути; 6 – фаза «А» ЛЭП 10 кВ; 7 – фаза «В» ЛЭП 10 кВ; 8 – фаза «С» ЛЭП 10 кВ; 9 – земля; 10 – МФ ВДТ; 11 – электроподвижной состав; R_{II} – переходное сопротивление между фазой «С» тяговой подстанции и землей.

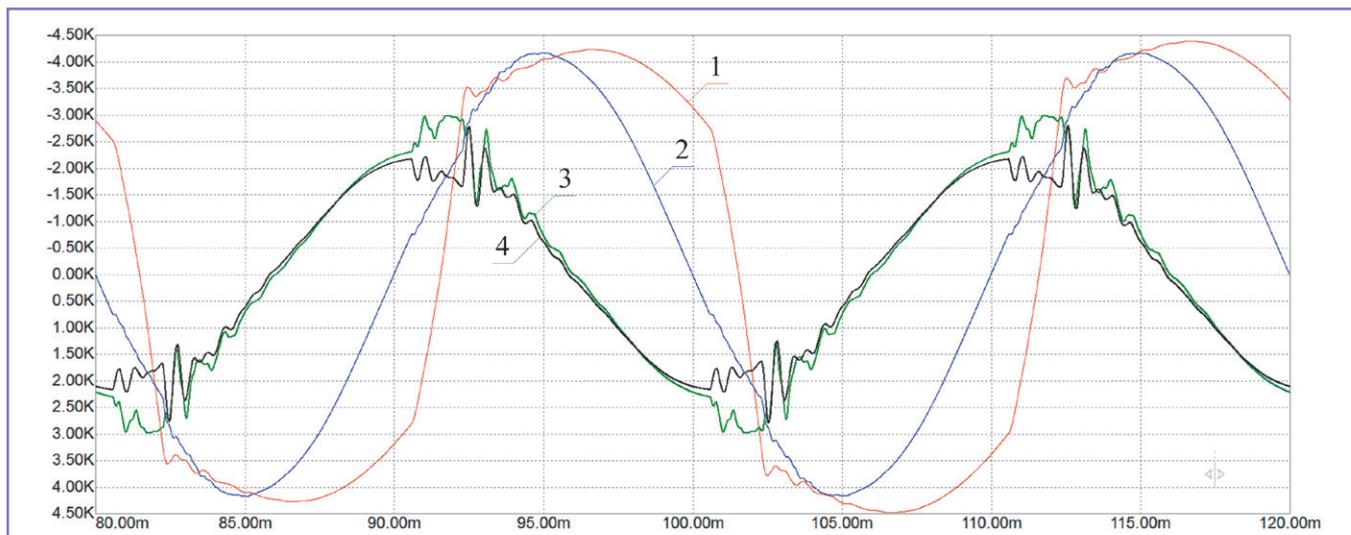


Рис. 4. Результаты моделирования наведенного напряжения в отключенной линии ЛЭП 10 кВ, тока электровоза и напряжения на токоприемнике электровоза: 1 – ток электровоза в масштабе 10:1; 2 – напряжение на токоприемнике электровоза в масштабе 1:10; 3 – напряжение U_{A1-A3} ; 4 – напряжение U_{A2-A4}

холостого хода, измерительного трансформатора ТН 0,05/10. В зависимости от вектора напряжения контактной сети изменяется лишь фаза ЛЭП 10 кВ, на которой за счет электрического влияния возникают перенапряжения относительно земли. Уровни же этих напряжений практически остаются без изменения.

На рис. 3 приведена расчетная схема СТЭ с МФ ВДТ и ЛЭП 10 кВ.

Рассматриваемый участок является двухпутным, с двухсторонним питанием, расстояние между тяговыми подстанциями составляет 50 км. Блок А1 состоит из каскадного соединения схемы, представленной на рис. 2. Число этих блоков определяется длиной моделируемого участка. МФ ВДТ представлен четырехполюсником. Электровоз, находящийся

на расстоянии 10 км от тяговой подстанции 1 (ТП1), моделируется активным нелинейным двухполюсником [9]. Источники ЭДС $e_A(t)$, $e_B(t)$, $e_C(t)$ амплитудой 89 814,62 В моделируют процесс подачи электроэнергии питающей сетевой компанией для первой и второй тяговых подстанций.

В результате расчета в моделирующей программе [10] получились две кривые мгновенных значений наведенного напряжения между фазой «В» ЛЭП 10 кВ и землей в месте ее отключения у ТП1 и в точке нахождения электроподвижного состава, изображенные на рис. 4. При этом фаза «С» линии заземлена.

Для оценки условий электробезопасности при обслуживании отключенных и заземленных участков ЛЭП

имеет практическое значение знание уровней напряжений в месте установки заземляющих штанг. Результаты моделирования мгновенных значений наведенного напряжения на длине 600 м отключенной и заземленной линии ЛЭП 10 кВ за счет магнитного влияния тока электровоза представлены на рис. 5. Анализ полученных результатов подтверждает, что в случае использования для заземления рельсового пути возможно увеличение до 600 м зоны производства работ на отключенных и заземленных участках ЛЭП.

На рис. 6 показаны величины амплитудных значений первых пяти нечетных гармоник спектрального состава наведенного напряжения U_{A1-A3} , полученные разложением в ряд Фурье.

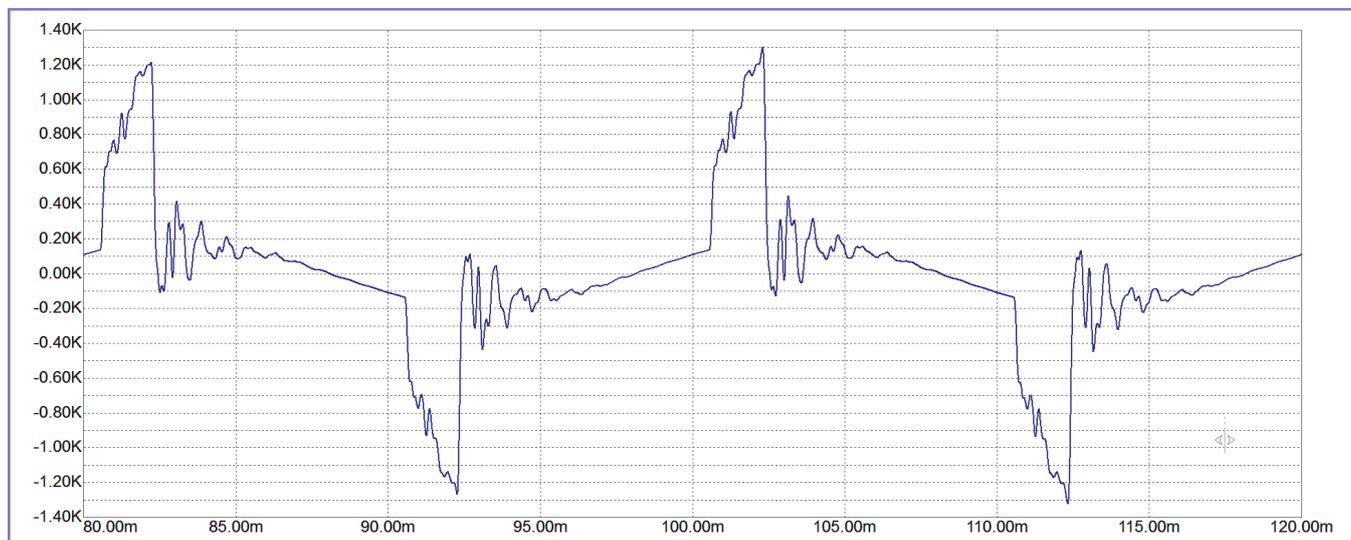


Рис. 5. Результаты моделирования наведенного напряжения в месте установки заземляющих штанг при длине зоны производства работ на отключенной линии ЛЭП 10 кВ, равной 600 м.

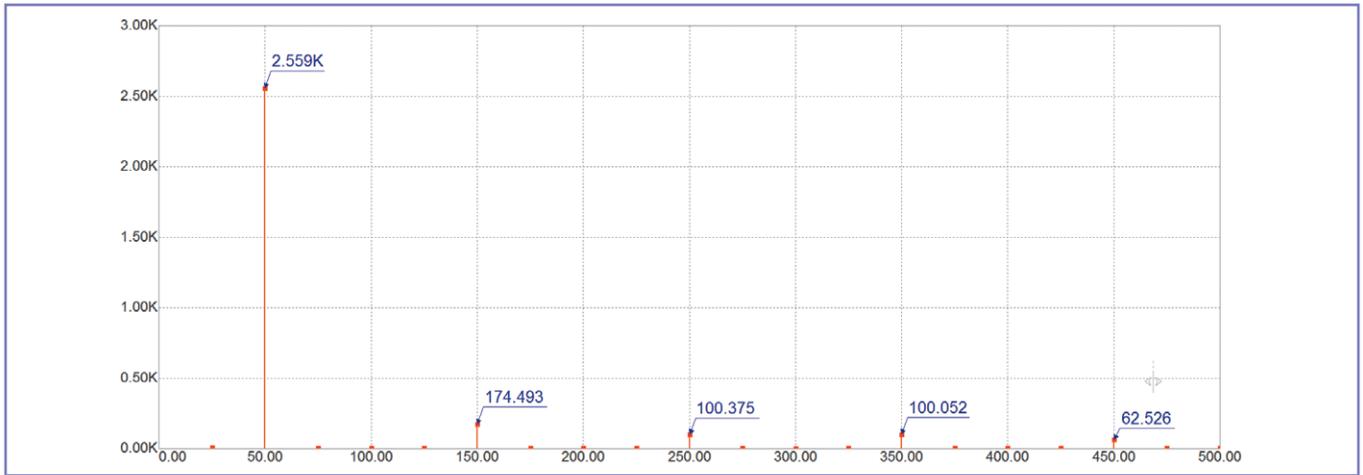


Рис. 6. Спектральный состав наведенного напряжения U_{A1-A3}

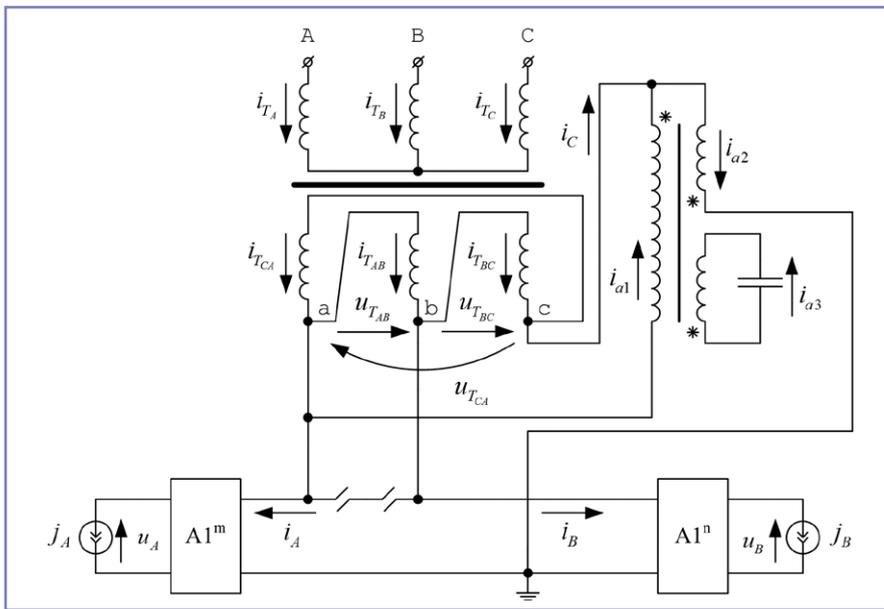


Рис. 7. Расчетная схема для моделирования энергетических процессов в СТЭ.

Таблица 1. Результаты расчетов токов в обмотках силового тягового трансформатора, а также напряжений на его обмотках для мощности электровозов 5 МВА.

| Расстояние до электровоза «А», км | Расстояние до электровоза «В», км | Ток электровоза «А», А | Ток электровоза «В», А | Напряжение на токоприемнике электровоза «А», В | Напряжение на токоприемнике электровоза «В», В | Ток вторичной обмотки тягового трансформатора, А | | | Ток в отсасывающем проводе, А |
|---|-----------------------------------|------------------------|------------------------|--|--|--|-----|-----|-------------------------------|
| | | | | | | АВ | BC | CA | |
| При наличии МФ ВДТ и емкости КУ 1,94 мФ | | | | | | | | | |
| 9 | 1 | 171 | 174 | 29266 | 28714 | 112 | 81 | 122 | 306 |
| 9 | 5 | 171 | 176 | 29265 | 28415 | 112 | 82 | 123 | 307 |
| 9 | 9 | 171 | 178 | 29264 | 28108 | 112 | 83 | 124 | 308 |
| 9 | 13 | 171 | 182 | 29261 | 27776 | 112 | 84 | 126 | 311 |
| 9 | 17 | 171 | 182 | 29261 | 27470 | 112 | 84 | 126 | 311 |
| 9 | 21 | 171 | 184 | 29260 | 27137 | 112 | 85 | 127 | 312 |
| 9 | 25 | 171 | 187 | 29259 | 26793 | 112 | 85 | 128 | 314 |
| При наличии МФ ВДТ и емкости КУ 2,9 мФ | | | | | | | | | |
| 9 | 1 | 170 | 174 | 29352 | 28748 | 103 | 101 | 101 | 305 |
| 9 | 5 | 170 | 176 | 29351 | 28450 | 103 | 102 | 101 | 306 |
| 9 | 9 | 170 | 1778 | 29350 | 28144 | 102 | 103 | 102 | 308 |
| 9 | 13 | 170 | 180 | 29349 | 27824 | 101 | 104 | 103 | 309 |
| 9 | 17 | 170 | 182 | 29348 | 27506 | 101 | 104 | 104 | 310 |
| 9 | 21 | 170 | 184 | 29346 | 27173 | 101 | 105 | 105 | 312 |
| 9 | 25 | 170 | 183 | 29347 | 27339 | 100 | 105 | 103 | 309 |

Алгоритм моделирования электромагнитного влияния СТЭ при работе электроподвижного состава в режиме потребления может быть использован для анализа мешающего влияния на воздушные смежные линии, в том числе на линии связи. Таким образом, имеется возможность отказаться при анализе аналогичных процессов от введения понятий волнового коэффициента и коэффициента чувствительности [1].

Энергетические соотношения в предлагаемой СТЭ определялись на основной (промышленной) частоте применительно к схеме, представленной на рис. 7.

Дополнительно на рис. 7 приведены обозначения мгновенных значений токов в первичной (i_{TA}, i_{TB}, i_{TC}) и тяговой ($i_{TAB}, i_{TBC}, i_{TCA}$) обмотках силового тягового трансформатора. Мгновенные значения токов i_{a1}, i_{a2}, i_{a3} протекают по ПО, ВДО и КО МФ ВДТ соответственно.

Моделирование электромагнитных процессов в СТЭ проводилось для мгновенных схем, отличающихся удаленностью электровозов от тяговой подстанции и потребляемыми ими токами. Электровоз с током j_A расположен на расстоянии 9 км от тяговой подстанции, электровоз с током j_B расположен на расстоянии 25 км от тяговой подстанции и перемещается в ее сторону с шагом 4 км.

В таблице 1 представлены результаты расчета токораспределения в СТЭ на промышленной частоте одной из мгновенных схем.

Расчеты СТЭ с МФ ВДТ выполнены для случая подключения ПО на напряжение отстающей фазы тягового трансформатора.

Установлено, что как за счет изменения напряжения на опережающей и отстающей фазах, так и, в основном, за

счет перераспределения тока в тяговой обмотке силового тягового трансформатора происходит существенное уменьшение коэффициента несимметрии по току (напряжению) в системе внешнего электроснабжения, питающей тяговую подстанцию. Показано, что при равных (по модулю) токах \dot{I}_A и \dot{I}_B коэффициент несимметрии по напряжению стремится к нулю.

Установлено, что, исходя из требования получения нормируемых значений коэффициента несимметрии по напряжению на основной частоте, емкость компенсационной установки при условии

$$0,75 \leq \frac{\dot{I}_B}{\dot{I}_A} \leq 1,3,$$

подключенной на напряжение 2,5 кВ, определяется из выражения

$$C = 1,45 \cdot \left(\left(\frac{\dot{I}_B}{\dot{I}_A} \right)^{1,15} + 1 \right) \cdot \left(\frac{\dot{I}_B}{250} \right)^{1,2}, \quad (2)$$

где \dot{I}_A, \dot{I}_B – действующие значения на промышленной частоте токов в питающих плечах контактной сети, подключенных, соответственно, к опережающей и отстающей фазам тяговой обмотки силового тягового трансформатора.

Анализ полученного выражения, а также приведенных в таблице результатов указывает на необходимость регулирования мощности конденсаторной батареи, подключенной на напряжение 2,5 кВ к КО МФ ВДТ.

Подключение компенсационной установки на питающее напряжение, в данном случае 2,5 кВ, позволяет существенно улучшить режим ее работы, в том числе и при регулировании под нагрузкой емкости конденсаторной установки.

Выводы

1. Предложен алгоритм моделирования электромагнитных процессов в СТЭ с МФ ВДТ при представлении тяговой сети в виде каскадного соединения пассивных многополюсников, учитывающих распределенные по длине взаимоиндуктивные и емкостные связи между первичными параметрами воздушных проводов тяговой сети.

2. Обоснована математическая модель СТЭ с МФ ВДТ для оценки мешающего влияния мгновенных значений токов электропоездов на смежные линии. С использованием результатов компьютерного моделирования установлены частотные характеристики наводимых в проводах тяговой сети напряжений, определяемых электромагнитным влиянием

СТЭ с МФ ВДТ на смежные линии. Результаты расчета с использованием предложенного алгоритма оценки электромагнитного влияния тягового электроснабжения с МФ ВДТ на смежные линии позволяют отказаться от применения коэффициентов чувствительности и волнового при исследовании мешающего влияния СТЭ на линии связи.

3. Обоснована методика расчета коэффициента несимметрии по напряжению на шинах тяговой подстанции при включении ВДО МФ ВДТ в отсасывающую линию тяговой подстанции. Показано, что при нагрузках смежных плеч питания, отличающихся не более чем на 30% друг от друга, коэффициент несимметрии по напряжению в точке общего присоединения не превышает нормируемых ГОСТ 32144–2013 значений.

Литература

1. Косарев А.Б. Основы теории электромагнитной совместимости систем тягового электроснабжения переменного тока [Текст] / А.Б. Косарев – М.: ИНТЕКСТ, 2004. – 272 с.
2. Косарев А.Б. Система тягового электроснабжения переменного тока с незначительным коэффициентом несимметрии по напряжению на первичной стороне силового тягового трансформатора [Текст] / А.Б. Косарев, М.В. Алексеенко // Вестник Научно-исследовательского института железнодорожного транспорта. – 2015. – № 1. – С. 11–16.
3. Герман Л.А. Регулируемые установки емкостной компенсации в системах тягового электроснабжения железных дорог [Текст] / Л.А. Герман, А.С. Серебряков – М.: РОАТ, 2012. – 211 с.
4. Власов С.П. Схема замещения тяговой подстанции переменного тока с ВДТ [Текст] / С.П. Власов // Транспорт: наука, техника, управление. – 1994. – № 5. – С. 28–30.
5. Косарев А.Б. Основы электромагнитной безопасности систем электроснабжения железнодорожного транспорта [Текст] / А.Б. Косарев, Б.И. Косарев – М.: ИНТЕКСТ, 2008. – 480 с.
6. Мамошин Р.Р. Повышение качества энергии на тяговых подстанциях дорог переменного тока [Текст] / Р.Р. Мамошин – М.: Транспорт, 1973. – 315 с.
7. Марквардт К.Г. Электроснабжение электрифицированных железных дорог [Текст] / К.Г. Марквардт – М.: Транспорт, 1982. – 528 с.
8. Косарев А.Б. Электромагнитное влияние системы 2 x 25 кВ на транспонированные воздушные линии напряжением свыше 1000 В при их расположении на опорах контактной сети [Текст] / А.Б. Косарев, А.В. Симачков, Д.Г. Кузнецов, С.В. Логинов // Электроника и электрооборудование транспорта. – 2009. – № 1. – С. 5–10.
9. Косарев А.Б. Электромагнитные процессы в системах энергоснабжения железных дорог переменного тока [Текст] // А.Б. Косарев,

Б.И. Косарев, Д.В. Сербиненко – М.: ВМГ-Принт, 2015. – 349 с.

10. Амелина М.А. Программа схемотехнического моделирования Micro-Cap. Версии 9, 10 [Текст] / М.А. Амелина, С.А. Амелин – Смоленск: 2013. – 618 с.

Косарев Александр Борисович

Родился в 1964 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 «Электромагнитная экологическая безопасность систем тягового электроснабжения». В настоящее время работает заместителем генерального директора ОАО «ВНИИЖТ». Имеет более 100 публикаций и 15 авторских свидетельств и патентов.

Алексеенко Максим Викторович

Родился в 1989 году. В 2011 году окончил Московский государственный университет путей сообщения (МИИТ) по специальности «Электроснабжение магистральных железных дорог». Кандидат технических наук. В 2015 году защитил диссертацию по теме «Повышение эффективности работы системы тягового электроснабжения переменного тока за счет использования многофункционального вольтодобавочного трансформатора». Опыт работы – 3 года. В настоящее время работает ассистентом кафедры «Электроэнергетика транспорта», заместителем начальника учебного отдела Института транспортной техники систем управления МГУПС (МИИТ). Имеет 12 научных трудов, 2 патента на полезную модель.

Kosarev Alexander

Was born in 1964. He graduated from Moscow State University of Communications (MIIT) with a specialization in «Electric supply of mainline railways». He is a Doctor of Engineering Science, a professor. In 1999 he defended a thesis on «Electromagnetic environmental safety of traction energy systems». At present he works as deputy general manager in JSC «VNIIZHT». He has more than 100 publications and 15 copyright certificates and patents.

Alekseenko Maxim

Was born in 1989. In 2011 he graduated from Moscow State University of Railway engineering (MIIT) with a specialty in «Electric supply of main-line railroads». He is a candidate of Engineering. In 2015 he defended a thesis in the subject «Efficiency upgrading of operation of alternating current traction energy system by means of using multifunctional boosting transformer». His work experience is 3 years. At present he works as assistant at the department «Transport electric power», deputy director of the training directorate of the Control systems transport engineering Institute of MGUPS (MIIT). He has 12 scientific works, 2 patents for useful model.

Сетевая коммутация выпрямительно-инверторного преобразователя в зависимости от параметров контактной сети и числа секций электровоза

// Network switching rectifier-inverter converter, depending on the parameters of the contact network and the number of sections of a locomotive //

Савоськин А.Н., д.т. н., профессор,
Литовченко В.В., к.т. н., доцент,
Болдин Д.И.,
МГУПС (МИИТ), г. Москва

В статье рассмотрены процессы сетевой коммутации в выпрямительно-инверторных преобразователях электровозов переменного тока для режима рекуперативного торможения в условиях «слабой» контактной сети. Показано, что увеличение числа одновременно работающих секций приводит к непредсказуемым изменениям длительности сетевой коммутации и вызывает «опрокидывание» инверторов. Для сохранения режима инвертирования необходимо увеличить угол запаса, что снижает эффект от применения рекуперации. Решением проблемы затяжной колебательной сетевой коммутации является применение дополнительного устройства принудительной коммутации вентилей преобразователей. Приведены результаты моделирования работы выпрямительно-инверторного преобразователя с принудительной сетевой коммутацией, позволяющего обеспечить режим инвертирования в любом диапазоне изменения токов двигателей и при любых искажениях формы кривой напряжения сети, даже при движении на консольных участках контактной сети. Ключевые слова: электровоз, выпрямительно-инверторный преобразователь, длительность сетевой коммутации, инвертирование, принудительная сетевая коммутация.

На железных дорогах России работают более 2000 электровозов с выпрямительно-инверторными преобразователями (ВИП). Парк таких электровозов постоянно пополняется, на дороги поступают более мощные электровозы 2ЭС5К и 4ЭС5К. Многолетняя эксплуатация электровозов с выпрямительно-инверторными преобразователями показала наличие проблем с сетевой коммутацией в преобразователях. Эти проблемы вызывают

In the article the processes of network switching in a rectifier-inverter converters of electric locomotives of alternating current for regenerative braking mode in the conditions of weak contact network. It is shown that the increase in the number of concurrent sections leads to unpredictable changes in the duration of the switching network and causes a «rollover» of inverters. To save the mode inversion is necessary to increase the angle of the stock, which reduces the effect of recovery. The solution to the problem of prolonged oscillatory network switching is the use of an additional device forced switching valves of the converters. The results of simulation of rectifier-inverter converter with forced commutation network allows to provide a reverse mode in any range of variation of motor currents and distortion of the voltage waveform of the network, even when moving on the console sections of the overhead.

Keywords: electric locomotive, rectifier-inverter converter, duration, network switching, inversion, forced circuit-switched network.

снижение энергетических показателей электровоза в тяге и рекуперации, затрудняют работу в режиме рекуперативного торможения из-за опасности «опрокидывания» инвертора, а в некоторых случаях делают работу невозможной [1]. В настоящей статье сделана попытка объяснения причин возникновения такого явления и предложен способ его устранения.

На рис. 1 приведены осциллограммы напряжений и тока в силовых цепях

электровоза ВЛ85–001 во время испытаний на экспериментальном кольце ВНИИЖТ в г. Щербинке [2]. Электровоз работал в режиме рекуперативного торможения на 3-й зоне регулирования ВИП, ток якоря каждого тягового электродвигателя составлял 550 А. Питание контактной сети кольца осуществлялось от специальной силовой схемы тяговой подстанции, которая воспроизводит параметры контактной сети, соответствующие понятию «слабая сеть»: увеличенное индуктивное сопротивление системы электроснабжения до $16,5 \div 18$ Ом и увеличенная поперечная проводимость, образованная подключением конденсаторов, общей емкостью 0,5 мкФ [3].

Анализ приведенных осциллограмм показывает, что каждая коммутация в выпрямителе, как фазовая с углом регулирования 130° эл., так и сетевая с углом опережения 46° эл., сопровождается возникновением высокочастотных колебаний напряжения в тяговой сети u_c и в выходных напряжениях преобразователей первой и второй секций электровоза u_{d1} , u_{d2} .

В кривой сетевого тока i_c высокочастотные колебания проявляются в меньшей степени. Наибольшее влияние высокочастотные колебания тока оказывают на интервале сетевой коммутации, о чем свидетельствуют пульсации напряжения на выходе датчика угла коммутации u_y . При этом их влияние настолько велико, что продолжительность сетевой коммутации может скачком измениться на несколько эл. градусов. Так, на приведенной осциллограмме на одном из полупериодов угол сетевой коммутации составил 37° эл., а на следующем полупериоде сократился до 23° эл., то есть изменения составили 14° эл.

Аналогичные результаты были получены при испытаниях электровоза 2ЭС5К, выполненных ВНИИЖТ также на экспериментальном кольце в г. Щербинке. В условиях «слабой» тяговой сети был

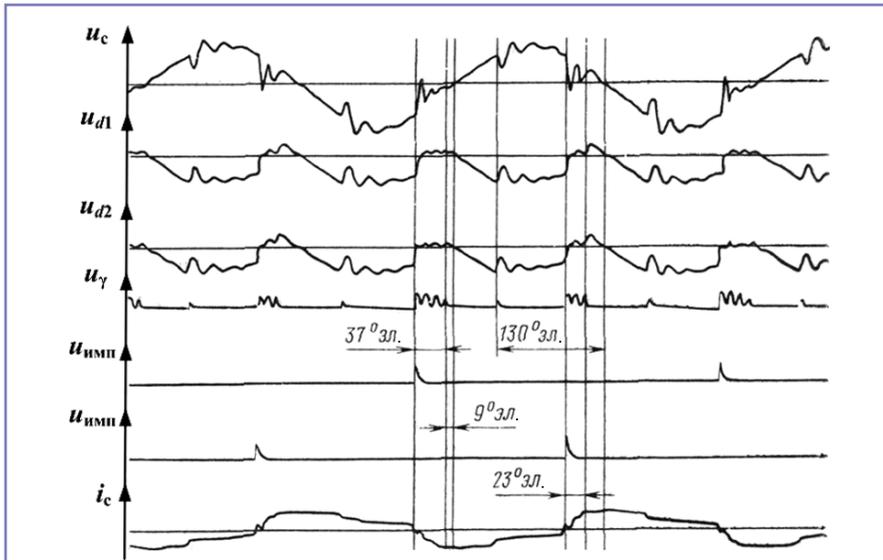


Рис. 1. Осциллограммы режима рекуперативного торможения на 3-й зоне регулирования с током якоря 550 А.

зафиксирован режим, как правило предшествующий «опрокидыванию» инвертора (рис. 2). Как и в случае с электровозом ВЛ85, каждая коммутация сопровождается возникновением высокочастотных колебаний напряжения в тяговой сети u_c .

При этом собственная частота колебаний на интервале коммутации и на внекоммутационном интервале существенно различается. Так, на интервале коммутации частота колебаний выше, чем на внекоммутационном интервале. Более того, на интервале коммутации в кривой тока i_c отчетливо видны высокочастотные составляющие, вызванные высокочастотными составляющими напряжения. Амплитудные значения высокочастотной составляющей тока i_c в моменты времени t_1 и t_2 смещены на 90° эл.

относительно амплитудных значений высокочастотной составляющей напряжения, что указывает на индуктивный характер цепи, по которой замыкается ток i_c . Учитывая, что на интервале коммутации вторичная обмотка трансформатора замкнута, величина индуктивности определяется индуктивностью рассеяния трансформатора, приведенной к сетевой обмотке. Частота собственных колебаний на интервале коммутации может быть определена из соотношения

$$f_0 = (t_2 - t_1)^{-1} \approx 1500 \text{ Гц.}$$

На внекоммутационном интервале частота собственных колебаний напряжения уменьшается до $900 \div 950$ Гц, что согласуется с параметрами контактной сети, соответствующими понятию «сла-

бая сеть» [3]. Высокочастотные колебания тока на внекоммутационном интервале практически отсутствуют, так как цепь тягового тока на этом интервале содержит сглаживающие реакторы и тяговые электродвигатели (рис. 2б).

Выполненный качественный анализ кривых тока i_c и напряжения u_c показал, что в отличие от монотонного изменения тока на интервале сетевой коммутации, обычно принимаемого при расчетах, в реальных условиях на ток сети i_c накладываются высокочастотные колебания, которые затягивают процесс коммутации и не позволяют спрогнозировать продолжительность коммутационного интервала.

Для подробного исследования процесса сетевой коммутации авторами использовались математическая модель электрической железной дороги с электровозами в пакете MATLAB-Simulink, разработанная на кафедре «Электропоезда и локомотивы» МИИТа [4], а также комплекс имитационного моделирования в реальном времени на базе платформы реального времени RT-LAB, внешнего контроллера Compact RIO и промышленного компьютера PXI [5].

Расчеты режима рекуперации выполнялись для различного количества одновременно работающих секций электровоза ЭС5К с углом запаса $\delta = 28^\circ$ эл., получающих питание от контактной сети с параметрами, соответствующими понятию «слабая сеть». Как видно (рис. 3), расчетные графики $u_c(t)$ и $i_c(t)$ близки к полученным экспериментально. На приведенных диаграммах видно, что как при фазовой, так и при сетевой коммутации в ВИПе возникает высокочастотный затухающий колебательный процесс с большой амплитудой свободных колебаний, которые накладываются на коммутационный провал напряжения сети.

На рис. 3а и 3б представлены напряжение сети и ток сетевой обмотки тягового трансформатора при одновременной работе одной и двух секций соответственно (кривые 1 и 2). При этом, в случае работы одной секции, коммутационный провал напряжения не доходит до нуля и ток сетевой обмотки трансформатора на интервале коммутации изменяется монотонно, без колебаний, сетевая коммутация γ протекает нормально. В случае одновременной работы двух секций коммутационный провал напряжения $u_c(t)$ становится больше, и кривая напряжения доходит до нуля,

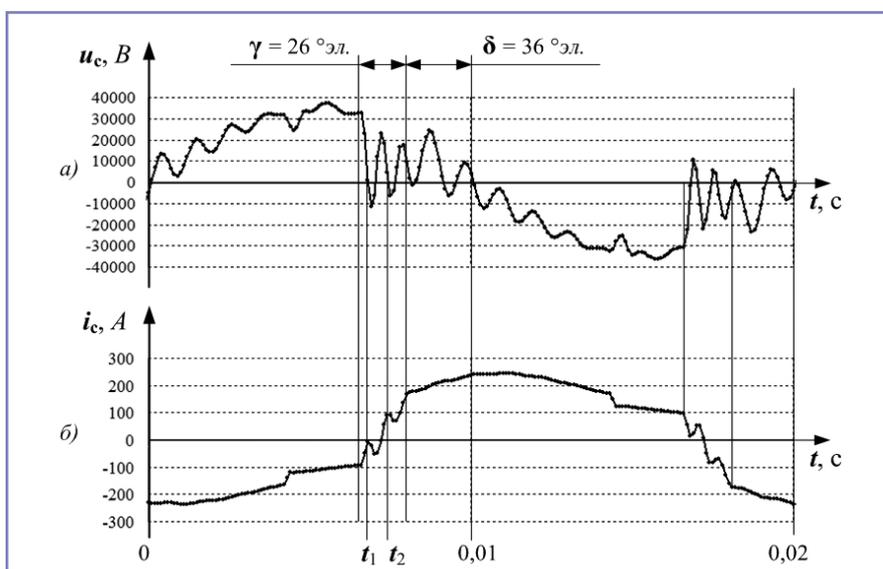


Рис. 2. Напряжение и ток электровоза 2ЭС5К в режиме рекуперации при «слабой сети».

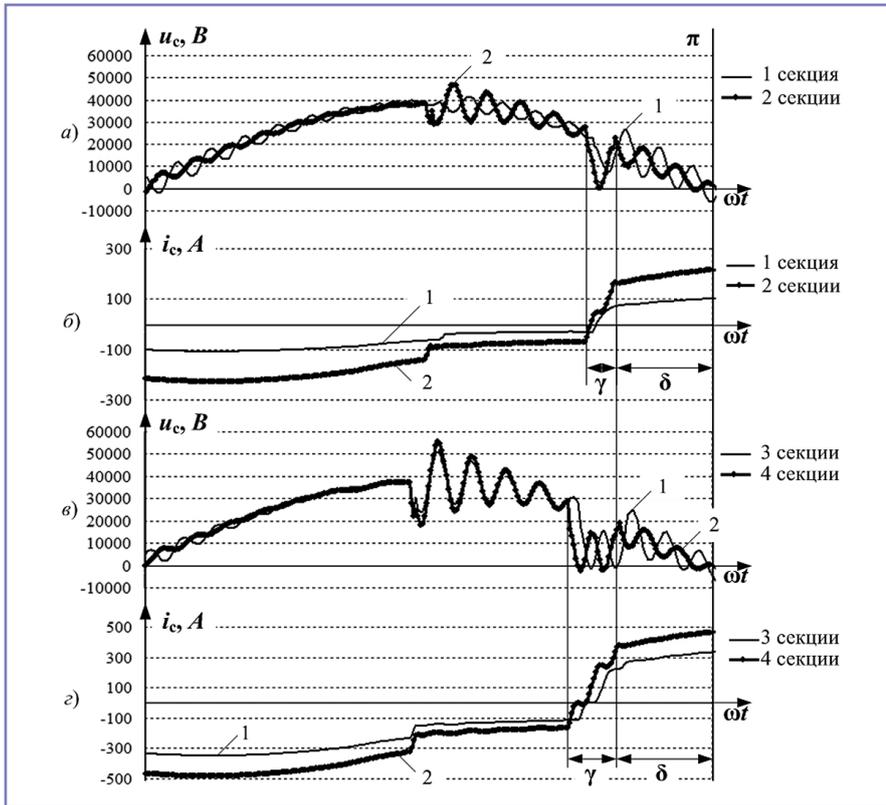


Рис. 3. Сравнение процессов коммутации ВИП электровоза ЭС5К для различного числа секций.

а в кривой тока сетевой обмотки трансформатора появляется горизонтальная площадка, скорость изменения тока $i_c(t)$ замедляется, и происходит увеличение интервала коммутации γ .

На рис. 3в и 3г представлены на графиках напряжение сети и ток сетевой обмотки тягового трансформатора при одновременной работе трех и четырех секций соответственно (кривые 1 и 2). В обоих случаях коммутационные провалы напряжения сети вызывают переходы напряжения через ноль. При этом скорость изменения тока $i_c(t)$ не только снижается, но и меняется знак скорости, процесс коммутации приостанавливается и возобновляется только после восстановления знака напряжения сети. Такой характер изменения тока коммутации не только увеличивает интервал коммутации γ , но и приводит к скачкообразному его изменению. Действительно, например, для кривой 2 (рис. 3г) скорость изменения тока для завершения процесса коммутации должна быть $di/dt \geq 0$. Поэтому появление в кривой тока участков со скоростью изменения $di/dt \leq 0$ указывает на невозможность завершения коммутации на этих участках. Поскольку участки с разными знаками скорости изменения тока i_c чередуются с частотой, соответствующей собственным колеба-

ниям на интервале коммутации, то длительности коммутационных интервалов в двух соседних полупериодах работы ВИП могут отличаться на период собственных колебаний (рис. 1). Это приводит к хаотичным скачкам длительности коммутации, которые непредсказуемо изменяют угол запаса δ и могут привести к «опрокидыванию» инвертора.

При появлении хаотичных колебаний угла коммутации от полупериода к полупериоду система управления не в состоянии точно прогнозировать будущую длительность коммутации. Поэтому большой скачок длительности коммутации становится неожиданным для

системы управления и вызывает снижение угла запаса менее чем до 10° эл., провоцируя «опрокидывание» инвертора. Поэтому в эксплуатации приходится дополнительно увеличивать заданное значение угла запаса δ , например, на 40% относительно принятого значения для монотонного изменения тока коммутации, чтобы неожиданные большие скачки длительности коммутации не приводили к «опрокидыванию» инвертора. Так, при испытаниях [6] электровоза ЭП1 был выбран угол запаса δ , равный 28° эл., вместо 20° эл., принимаемых при расчетах.

Совершенствование системы автоматического управления углом запаса инвертора [7] не позволило обеспечить устойчивую рекуперацию с малым заданным значением угла запаса без «опрокидывания» инвертора.

Решением проблемы затяжной колебательной сетевой коммутации, по нашему мнению, может быть применение дополнительного устройства принудительной коммутации вентилей ВИП. Такой выпрямительно-инверторный преобразователь с принудительной сетевой коммутацией предложен авторами статьи [8].

На рис. 4 представлена силовая схема электровоза с ВИП в режиме рекуперации с узлом принудительной коммутации, выполненным на базе конденсатора C_1 . Коммутирующие тиристоры vs_{11} , vs_{12} подключают конденсатор C_1 параллельно нагрузке ВИП в момент сетевой коммутации. Тиристоры vs_{13} и vs_{14} перезарядные, обеспечивают работу узла принудительной коммутации при любом значении тока нагрузки. Зарядные тиристоры vs_9 , vs_{10} выполняют дозарядку конденсатора C_1 от вторичной обмотки тягового трансформатора 2-x1 через выпрямительный мост vd_1 , vd_2 , vd_3 , vd_4 .

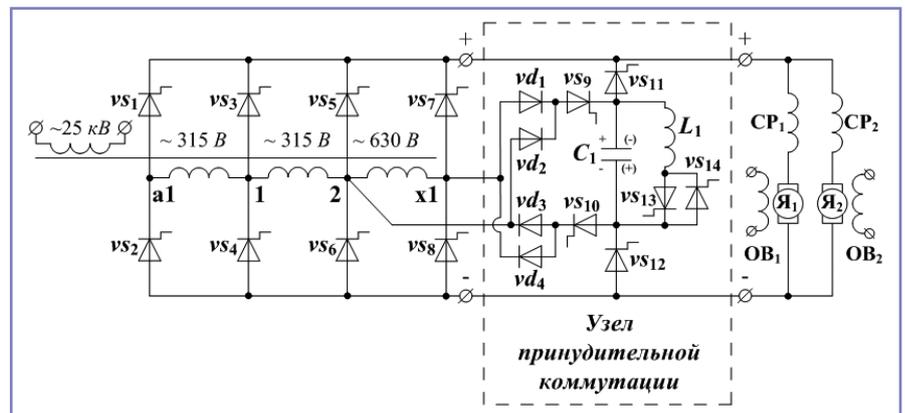


Рис. 4. Схема выпрямительно-инверторного преобразователя с контуром принудительной конденсаторной коммутации.

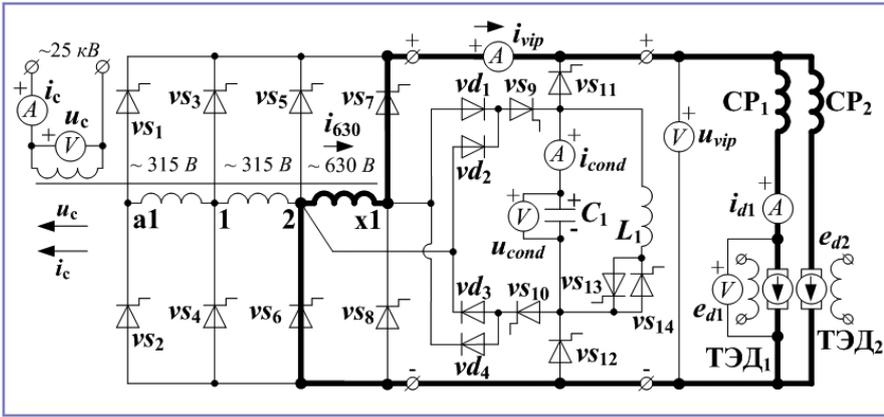


Рис. 5. Мгновенная схема замещения ВИП с контуром принудительной коммутации в момент времени t_r

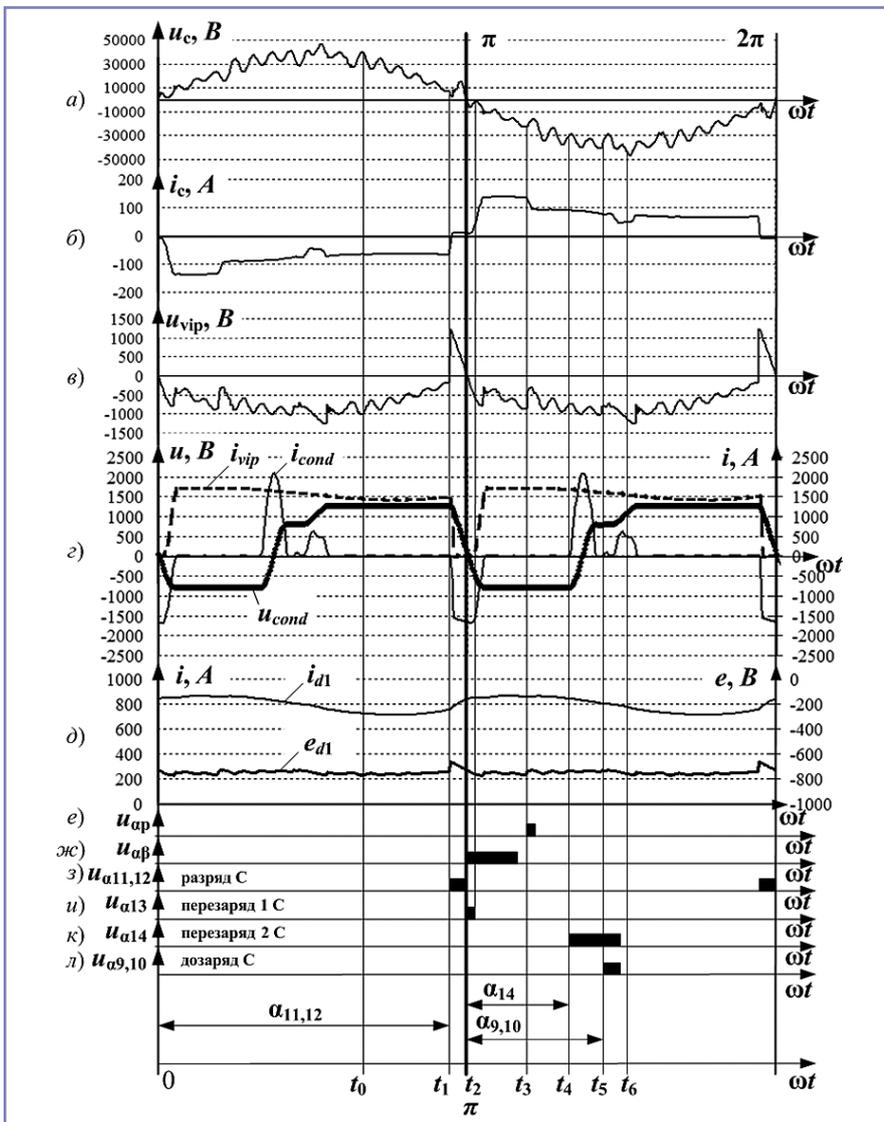


Рис. 6. Кривые токов и напряжений ВИП с контуром принудительной коммутации при рекуперации на 3-й зоне регулирования.

Работу ВИП с узлом принудительной коммутации в режиме рекуперации рассмотрим на примере сетевой коммутации на 3-й зоне регулирования. В момент времени t_0 (рис. 6), предшествую-

щий началу сетевой коммутации, мгновенная схема ВИП имеет вид, представленный на рис. 5. Ток в сетевой обмотке тягового трансформатора i_c направлен встречно напряжению сети u_c , то есть

энергия возвращается в контактную сеть. Ток тяговых двигателей проходит через вентили vs_6 и vs_7 .

Тяговые двигатели работают в режиме генераторов с независимым возбуждением, направление ЭДС в якорях тяговых двигателей e_{d1} , e_{d2} совпадает с направлением тока выпрямителя i_{vip} . Коммутирующий конденсатор C_1 заряжен до напряжения $u_{cond} = 1300$ В с полярностью, указанной на рисунке.

В момент времени t_1 (рис. 7), приблизительно за 10° эл. до окончания полупериода, импульсы управления $u_{\alpha 11,12}$ (рис. 6з) подают на коммутирующие тиристоры vs_{11} и vs_{12} . Включением этих вентилей конденсатор C_1 вводится в цепь тока выпрямителя i_{vip} , а ток тиристоров vs_6 и vs_7 снижается до нуля, и тиристоры выключаются. Напряжение конденсатора прикладывается к тиристорам ВИП в обратном направлении, обеспечивая восстановление их запирающих свойств. Токи тяговых двигателей i_{d1} , i_{d2} сохраняют свою величину (рис. 6д), и их сумма образует ток разряда конденсатора i_{cond} (рис. 6г). Таким образом, ВИП оказался зашунтирован коммутирующим конденсатором C_1 , который сохраняет напряжение обратного смещения на ВИП в течение 10° эл. до начала следующего полупериода, тем самым обеспечивая гарантированное восстановление запирающих свойств тиристоров ВИП и исключая «опрокидывание» инвертора. В то же время разряд конденсатора осуществляется тем же током i_{cond} в общей с ним цепи двигателей. Поэтому электрическую емкость конденсатора необходимо выбирать такой, чтобы она обеспечивала сохранение полярности конденсатора в течение 10° эл. даже при максимальном токе двигателей.

С началом следующего полупериода, в момент времени t_2 (рис. 6), подают импульс управления $u_{\alpha 13}$ (рис. 6и) на перезарядный тиристор vs_{13} для обратного перезаряда конденсатора. При этом индуктивность L_1 оказывается подключенной параллельно конденсатору C_1 , и начинается процесс обратного перезаряда конденсатора, который заканчивается изменением полярности напряжения на конденсаторе C_1 . Одновременно с этим на тиристоры ВИП vs_3 и vs_8 подаются импульсы $u_{\alpha\beta}$ (рис. 6ж) длительностью около 30° эл. После перезаряда конденсатора изменившееся напряжение на конденсаторе способствует включению тиристоров vs_3 и vs_8 и выключению тири-

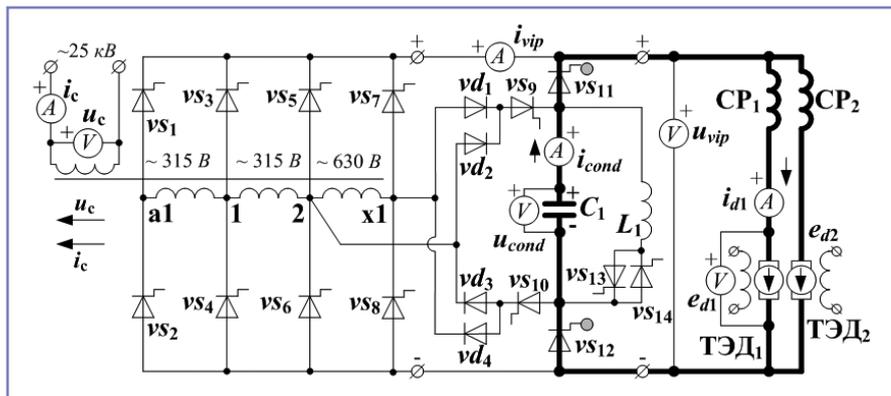


Рис. 7. Мгновенная схема ВИП с контуром принудительной коммутации в момент t_1 .

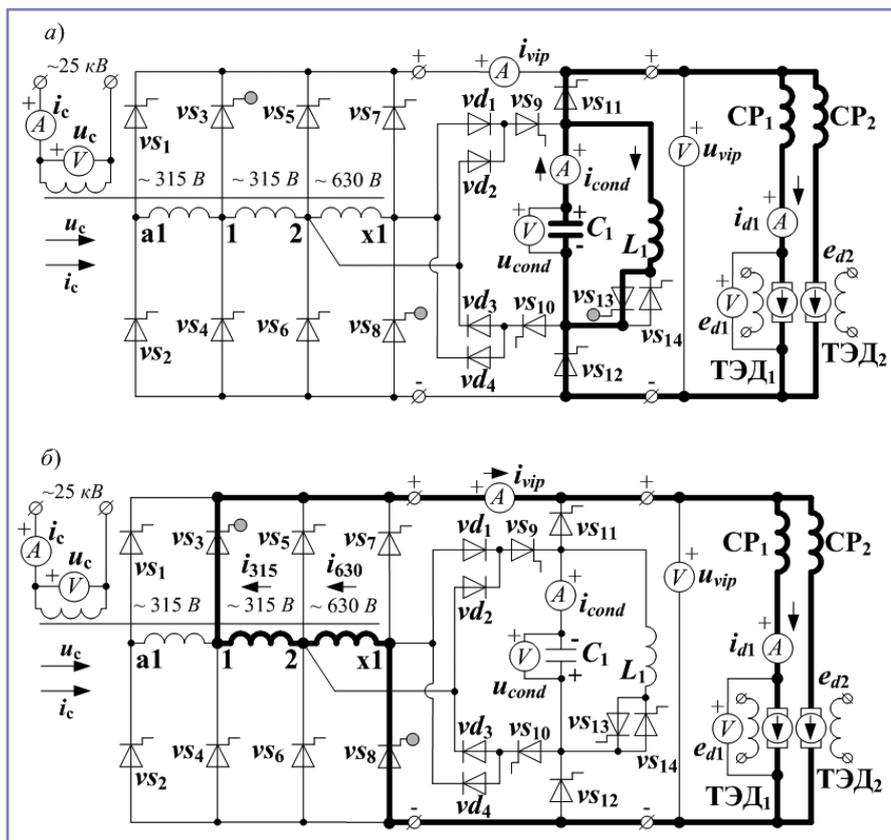


Рис. 8. Мгновенная схема ВИП с контуром принудительной коммутации в момент t_2 ; а – обратный перезаряд конденсатора C_1 ; б – завершение принудительной сетевой коммутации.

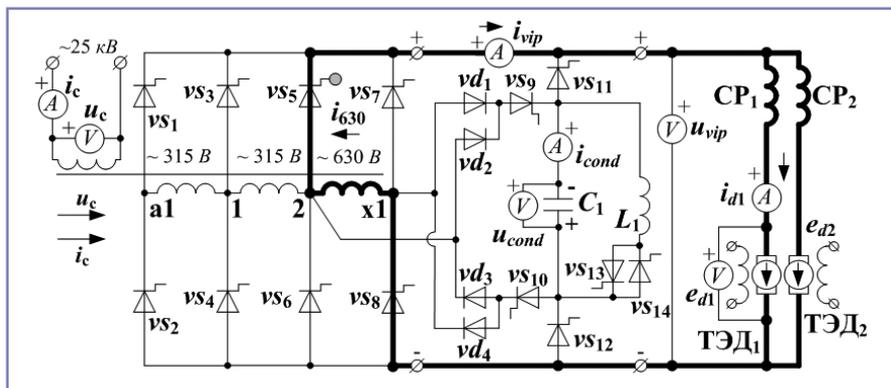


Рис. 9. Мгновенная схема ВИП с контуром принудительной коммутации в момент t_3 (подача импульса u_{ap}) – фазовая коммутация.

сторов vs_{11} и vs_{12} . Ток двигателей начинает переходить из цепи конденсатора C_1 в цепь вторичной обмотки тягового трансформатора, создавая ток i_{630} , уже в другом направлении, соответствующем изменившейся полярности напряжения сети (рис. 8б). Обратный перезаряд конденсатора вызывает закрытие тиристоров vs_{11} и vs_{12} , конденсатор C_1 оказывается полностью выведенным из силовой цепи, и принудительная сетевая коммутация завершается.

Затем в момент времени t_3 (рис. 6) выполняется типовая фазовая коммутация ВИП импульсом u_{ap} (рис. 8б), и ток переходит с тиристора vs_3 в тиристор vs_5 (рис. 9). Фазовая коммутация может выполняться в моменты времени, как и при типовом ВИП, без дополнительных ограничений.

Пока величина напряжения сети не достигла максимума (до 90° эл.), необходимо выполнить подготовку конденсатора к следующей сетевой коммутации. Для этого необходимо выполнить прямой перезаряд конденсатора так, чтобы «верхняя» обкладка получила положительную полярность. А после перезарядки выполнить дозарядку конденсатора. Во избежание протекания большого тока конденсатора нельзя производить одновременную перезарядку с дозарядкой.

В момент времени t_4 (рис. 6), мгновенная схема соответствует рис. 10, выполняется прямая перезарядка конденсатора с помощью подачи импульса u_{a14} (рис. 6к) на тиристор vs_{14} с величиной угла $\alpha_{14} = 60^\circ$ эл. и длительностью 30° эл. Процесс прямой перезарядки подобен обратной и предназначен для подготовки конденсатора к следующей сетевой коммутации. Конденсатор заряжается до напряжения 786 В (рис. 6г). Этого напряжения недостаточно для осуществления принудительной сетевой коммутации, поэтому необходимо выполнить дозарядку конденсатора.

В момент времени t_5 (рис. 6), мгновенная схема соответствует рис. 11, выполняется дозаряд конденсатора с помощью подачи импульсов $u_{a9,10}$ (рис. 6л) на тиристоры vs_9 и vs_{10} с величиной угла $\alpha_{9,10} = 80^\circ$ эл. и длительностью 10° эл. При этом создается контур дозарядки конденсатора C_1 от обмотки 630 В через диоды vd_1 и vd_3 и тиристоры vs_9 и vs_{10} . В результате напряжение повышается до 1300 В и становится достаточным для выполнения следующей принудительной коммутации.

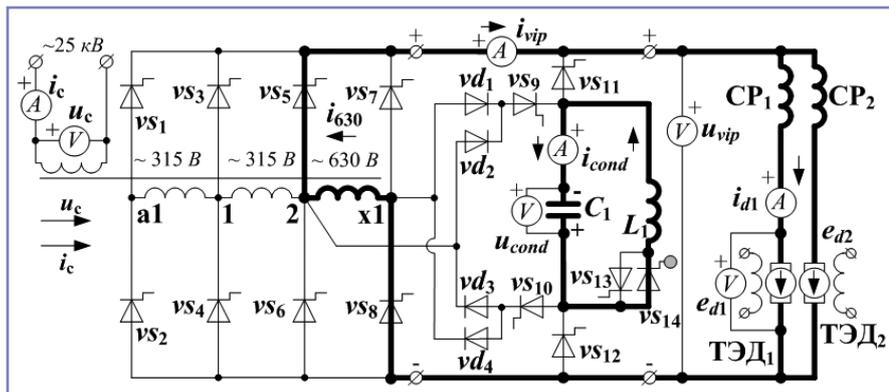


Рис. 10. Мгновенная схема ВИП с контуром принудительной коммутации в момент t_4 (прямой перезаряд конденсатора C_1).

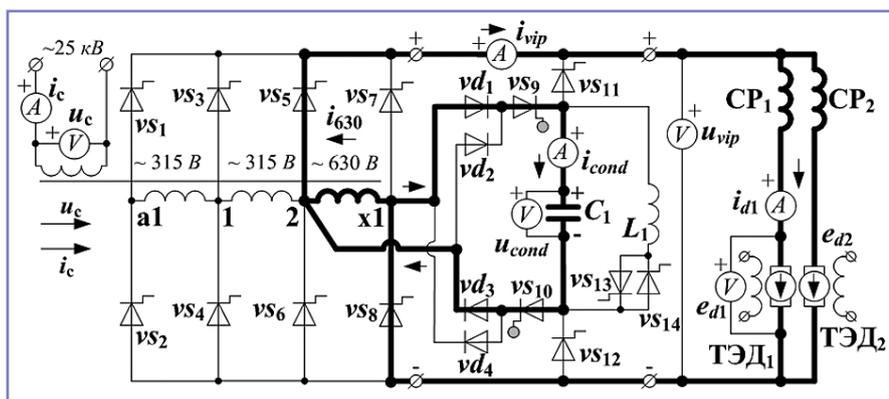


Рис. 11. Мгновенная схема ВИП с контуром принудительной коммутации в момент t_5 (дозарядка C_1).

Через 90° эл. напряжение сети начинает спадать по синусоиде, и напряжение конденсатора C_1 оказывается больше напряжения обмотки 630 В, что вызывает закрытие вентилей vs_9 и vs_{10} и отключение заряженного конденсатора. Конденсатор C_1 полностью готов к работе при сетевой коммутации на данном полупериоде.

При этом коэффициент мощности электровоза в рекуперации составил 0,83. Предложенная схема ВИП также может работать и в режиме тяги, где ее применение позволяет сократить длительность сетевой коммутации, а также сместить начало сетевой коммутации и добиться ее равномерного распределения между двумя полупериодами. Тогда ток сетевой обмотки тягового трансформатора электровоза получит минимальный фазовый сдвиг от напряжения сети, что позволит повысить коэффициент мощности электровоза в тяге до 0,9.

Выводы

Предложенная авторами схема ВИП с принудительной сетевой коммутацией позволит избежать «опрокидывания» инвертора в любом диапазоне токов двигателей и при любых искажениях

формы кривой напряжения сети, даже при движении на консольных участках контактной сети, а также обеспечит высокие энергетические показатели работы электровоза в режимах рекуперативного торможения и тяги.

Литература

1. Савоськин А.Н., Телегин М.В., Плис В.И., Жирков А.И. Предложения по улучшению системы автоматического управления током тяговых электродвигателей электровоза для обеспечения его работоспособности // Транспорт Урала. 2010. № 3 (26). С. 84–88.
2. Кучумов В.А., Находкин В.В., Широченко Н.Н. Технико-экономические показатели тиристорных электровозов переменного тока с разнофазным управлением / Вестник ВНИИЖТ, № 3, 1987.
3. Кулинич Ю.М., Находкин В.В., Широченко Н.Н., Кучумов В.А., Штибен Г.А. Испытания электровоза ВЛ85 с разнофазным управлением выпрямительно-инверторными преобразователями / Вестник ВНИИЖТ, № 4, 1986.
4. Телегин М.В. Автореферат диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук на тему «Адаптивная система комбинированного автоматического управления током тяговых двигателей электроподвижного состава», научный руководитель – доктор технических наук, профессор А.Н. Савоськин. МИИТ, г. Москва, 2013.
5. Болдин Д.И., Савоськин А.Н., Телегин М.В., Чучин А.А. Исследование электромагнитных процессов в электрической железной дороге переменного тока на базе вычислительного комплекса реального времени / Вестник Всероссийского

научно-исследовательского и проектно-конструкторского института электровозостроения. Рег. номер ПИ № ФС77–21248. Вып. 1(61), стр. 22–38, г. Новочеркасск, 2011.

6. Копанев А.С., Стекольников Д.В. Результаты электротехнических испытаний пассажирского электровоза ЭП1 / Электровозостроение, т. 42, стр. 103–122, г. Новочеркасск, 2000.

7. Савоськин А.Н., Болдин Д.И. Предложения по совершенствованию контура управления углом запаса инвертора // Электроника и электрооборудование транспорта. 2009. № 4. С. 28–31.

8. Выпрямительно-инверторный преобразователь. Заявка на изобретение № 2015109848 от 20.03.2015 г.

Савоськин Анатолий Николаевич

Родился в 1936 году. Окончил Московский институт инженеров транспорта по специальности «Инженер-электромеханик». Доктор технических наук, профессор. В 1974 году защитил диссертацию по теме «Прочность и безотказность несущих деталей подвижного состава железной дороги». Более 60 лет работает в области электромеханических процессов, автоматического управления, динамики и прочности подвижного состава железных дорог. В настоящее время является профессором МИИТа. Имеет свыше 400 трудов и свыше 30 патентов. Награжден знаками «Почетному железнодорожнику» и «Отличник высшей школы».

Литовченко Виктор Васильевич

Выпускник Московского института инженеров транспорта (1969 год, специальность «Электровозостроение»). В 1974 году защитил кандидатскую диссертацию на тему «Исследование электромагнитных процессов в силовых цепях электроподвижного состава переменного тока с асинхронными тяговыми двигателями». Кандидат технических наук. В настоящее время является доцентом кафедры «Электропоезда и локомотивы» Московского государственного университета путей сообщения (МИИТ).

Болдин Дмитрий Игоревич

Родился в 1985 году. В 2007 году окончил МГУПС (МИИТ) по специальности «Инженер путей сообщения». Аспирант МГУПС (МИИТ).

Savoskin Anatoliy

Was born in 1936. He graduated from the Moscow Institute of Transport Engineers, specialty «Engineer-electrician». Doctor of Technical Sciences, Professor. In 1974 he defended his thesis on the theme «The strength and reliability of bearing parts of the railway rolling stock». He is working in the field of electro-mechanical processes more than 60 years, automatic control, dynamics and durability of the rolling stock of railroads. He is currently professor of MIIT. He has over 400 publications and over 30 patents. Decorated Characters «Honorary railroad» and «Excellent high school».

Litovchenko Viktor

Graduate of Moscow State Institute of Transport Engineers (1969, specialty «Building of locomotives»). Since 1974 is Ph. D. in technical sciences with the dissertation paper «Electromagnetic processes research in power circuits of AC tractive electric rolling stock with asynchronous traction drive». Now is an associate professor of the chair «EMUs and locomotives» of Moscow State Railway University (MIIT).

Boldin Dmitriy

Was born in 1985. In 2007 he graduated from Moscow State University of Railway engineering. Specialty is «Railroads engineering». He is postgraduate student of Moscow State University of Railway engineering.

Совершенствование алгоритмов автоматки интеллектуального терминала ИнТер-27,5 НИИЭФА-ЭНЕРГО

// Improvement of algorithm of automation digital terminals INTER-27,5 NIIIEFA-ENERGO //

**Герман Л.А., д.т.н., профессор,
Нижегородский филиал Московского государственного
университета путей сообщения (МИИТ),
г. Нижний Новгород**

**Ишкин Д.В.,
ООО «НИИЭФА-ЭНЕРГО», г. Санкт-Петербург**

**Якунин Д.В.,
Арзамасская дистанция электроснабжения, г. Арзамас**

В статье рассмотрено совершенствование автоматки питающих линий контактной сети и, в частности, устройств определения устойчивого (проходящего) короткого замыкания в отключенной контактной сети (УККЗ и УПКЗ), основанное на измерении остаточного и наведенного напряжений, устройства определения места повреждения (ОМП), особенности автоматки постов секционирования. Представлена конфигурация программных ключей интеллектуальных терминалов ИнТер-27,5, изготовленных НИИЭФА-ЭНЕРГО, на основании опытной эксплуатации автоматки на электрифицированных участках переменного тока Горьковской железной дороги.

Ключевые слова: автоматка, контактная сеть, короткое замыкание, интеллектуальный терминал, программные ключи, пост секционирования.

Определение устойчивого КЗ в отключенной контактной сети

С 2015 года в систему тягового электроснабжения 25 и 2 x 25 кВ отечественных электрических железных дорог стали поступать интеллектуальные терминалы ИнТер-27,5 для питающих линий контактной сети тяговых подстанций и постов секционирования (рис. 1).

При аварийном отключении выключателя питающей линии контактной сети переменного тока электроподвижной состав (ЭПС) с машинными фазорасщепителями (например, ВЛ-80с) начинает генерировать в отключенную контактную сеть так называемое остаточное

The article is devoted to the improvement of automation of the feed lines of the contact network and, in particular, devices of definition of sustainable (disposable) short circuit in a disabled contact network (DSSC and DDSC), which based on measurement of residual and induced voltage, the device for determining the place of damage (DPD), especially the automation of partitioning sections of contact network. Shows the software configuration of digital terminals INTER-27,5, manufactured by NIIIEFA-ENERGO, on the basis of the trial operation of automatic equipment on Gorkovsky railroad.

Keywords: automatization, contact network, short circuit, microprocessor devices, software configuration, partitioning sections of contact network.



Рис. 1. Интеллектуальный терминал ИнТер-27,5 кВ.

напряжение (ОН). Если КЗ самоликвидировалось (то есть было проходящее КЗ), то ОН измеряется трансформатором напряжения, включенным в контактную сеть, и дается команда на АПВ выключателя. Если же КЗ устойчивое, то выполняется запрет АПВ. Характерная особенность ОН: при увеличении времени с момента аварийного отключения

выключателя постепенно снижаются величина ОН и его частота. Поэтому в рассматриваемом устройстве контроля КЗ в отключенной контактной сети (УККЗ) для надежности определения факта проходящего КЗ принимают разрешение АПВ при частоте ОН 48,8–48,3 Гц и менее и при напряжении ОН более 800–1000 В. Важно отметить, что пониженная частота ОН появляется только при отключенном напряжении с тяговых подстанций, что является фактом «снятия» напряжения с контактной сети. Поэтому при работе УККЗ после аварийного отключения выключателя возможна последующая подача напряжения, то есть выполнение быстродействующего АПВ (БАПВ). Теоретические основы диагностирования устойчивого (проходящего) КЗ в отключенной контактной сети исследованы в работах [1–4].

С 2008 года работа УККЗ с БАПВ на Горьковской железной дороге, в первую очередь на трех межподстанционных зонах системы 2 x 25 кВ Арзамас – Канаш на участках с постами секционирования на разъединителях, показала эффективную работу автоматки интеллектуаль-

ных терминалов, так как при проходящих КЗ (а таких более 90%) посты секционирования не «разбираются», что облегчает работу оперативного персонала и в итоге повышает надежность электроснабжения.

Алгоритм реализации УККЗ в ИнТер приведен на рис. 2.

Измеренное уменьшение фазы остаточного напряжения dFU сравнивается с уставкой dFmin (рис. 1). Если условия сохраняются непрерывно в течение времени Tmin и напряжение остаточного напряжения выше уставки, то формируется импульс на пуск БАПВ (рис. 2).

Сигнал на включение выключателя по БАПВ формируется по истечении бес-

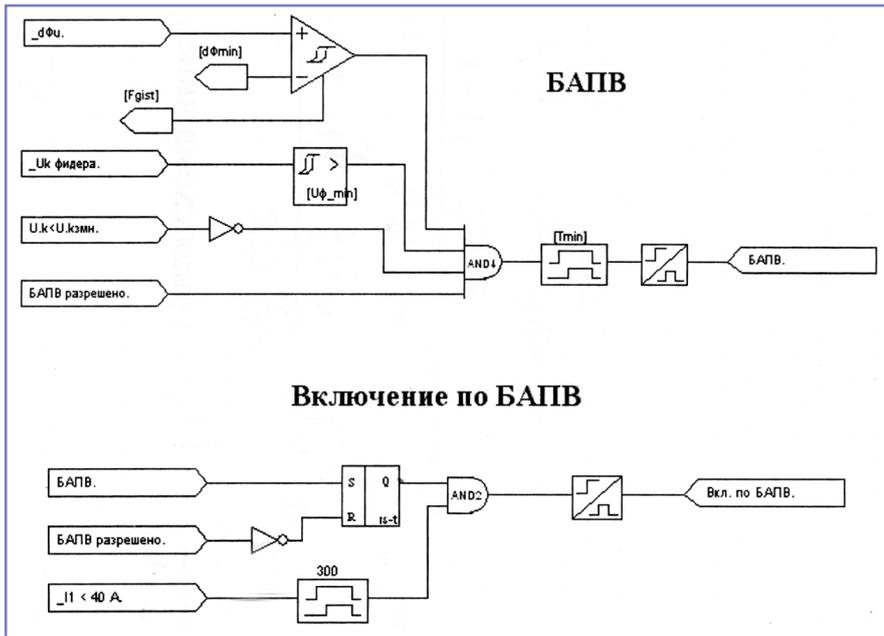


Рис. 2. Алгоритм формирования сигнала на запуск и включение по БАПВ.

токовой паузы 0,3 секунды после аварийного отключения.

На рис. 3 приведена осциллограмма успешной работы БАПВ на фидере № 5 с ИнТер-ФТС тяговой подстанции Б системы 2 x 25 кВ. Процесс отключения КЗ происходил следующим образом: раньше отключился соседний фидер № 4 (момент времени – 200 мс), так как КЗ было рядом с этим фидером. Далее от дистанционной защиты отключается фидер № 5 (момент времени – 0 мс), и с момента времени 100 мс наблюда-

ются характерное падение остаточного напряжения начиная с 4,5 кВ и до 3 кВ и соответствующее снижение частоты с 48 до 45 Гц. На отметке 510 мс происходит БАПВ с характерным возростанием тока нагрузки в течение 5–7 периодов переходного процесса. Таким образом, функция УККЗ служит для использования быстрого АПВ (БАПВ) вместо обычного АПВ1 1-й ступени. При этом, если введено АПВ2 второй ступени, то логика работы будет следующей:

- если БАПВ не дало команду на включение выключателя, то в любом случае будет обычное АПВ2 с временем выдержки АПВ2 второй ступени ($T_{АПВ2}$);

- если БАПВ дало команду на включение выключателя, но при этом он отключился по защите, то включение по АПВ2 второй ступени блокируется при установленном программном ключе «Блок АПВ2 неуспеш. БАПВ» (см. рис. 6).

На современных ЭПС нет машинных фазорасщепителей, следовательно, отсутствует остаточное напряжение в контактной сети, поэтому в этом случае УККЗ будет работать ложно. По указанной причине для возможности диагностирования повреждений для любого типа ЭПС в ИнТер дополнительно введено устройство определения устойчивого КЗ на основе контроля наведенного напряжения (УПКЗ). После аварийного отключения выключателя питающей линии контактной сети замеряют наведенное напряжение в отключенной контактной сети с помощью трансформатора напряжения. Работа УПКЗ рассмотрена в [5], а совместная работа УККЗ и УПКЗ представлена в [6].

В зависимости от положения выключателя смежного фидера РПО смежного фидера сравнивает измеренное наведенное напряжение с соответствующей уставкой ($U_{вкл} \Phi 2$ или $U_{откл} \Phi 2$) (рис. 4). Если по измерениям напряжение больше уставки непрерывно в течение

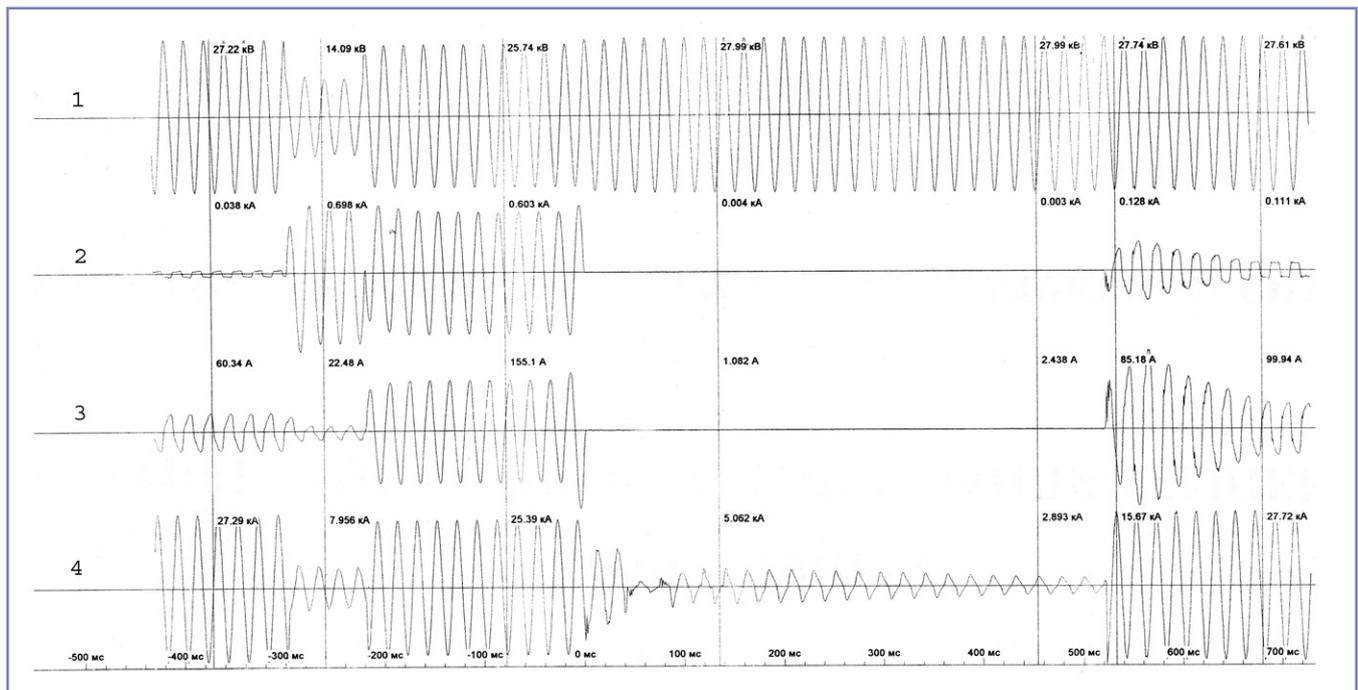


Рис. 3. Осциллограмма работы БАПВ: 1 – напряжение шин 27,5 кВ; 2 – ток питающего провода; 3 – ток контактного провода; 4 – остаточное напряжение.

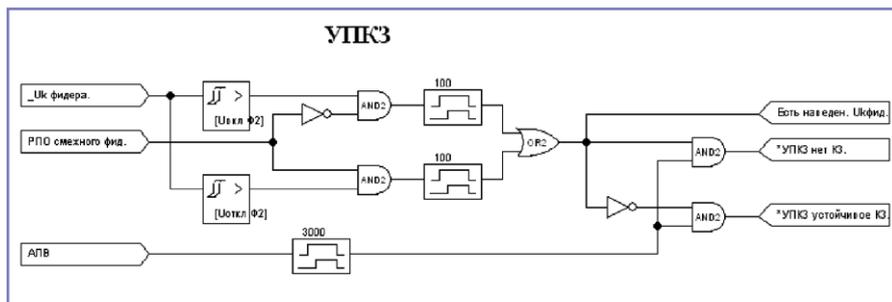


Рис. 4. Формирование запуска по наведенному напряжению.

ние 0,1 секунды, то устойчивого КЗ нет.

На однопутном участке наведенное напряжение присутствует только от линии ДПР. В связи с ее малой нагрузкой в наведенном напряжении – только электрическая составляющая. Поэтому при отсутствии КЗ, по многочисленным измерениям на Горьковской железной дороге, наведенное напряжение в отключенной контактной сети от ДПР равно 1300–3500 В в зависимости от реального расположения ДПР относительно контактной сети первого и второго путей. Это же относится и к наведенному напряжению при аварийном отключении двухпутного участка с неселективной системой защиты, когда при КЗ отключаются оба пути.

Для двухпутного участка в наведенном напряжении отключенной контактной сети присутствуют как электрическая, так и магнитная составляющие напряжения. В частности, при токе фидера в 500 А магнитная составляющая наведенного напряжения на участке в 25 км, как правило, достигает 600–1200 В, а максимальные значения могут составлять 1,7 кВ. Конечно, при КЗ это напряжение увеличивается в несколько раз, но в связи с кратковременностью его действия в дальнейшем учитывать его не будем.

Но в то же время на двухпутном участке электрическая составляющая наведенного напряжения от соседнего пути и ДПР увеличивается. По многочисленным измерениям, наведенное напряжение от соседнего пути составляет 3000–5500 В, при одновременном воздействии соседнего пути и ДПР наведенное напряжение составляет 4500–6500 В, и максимальное значение достигает 9 кВ.

Разберем влияние ЭПС на наведенное напряжение. Главное, что надо знать в этой ситуации: токоприемник ЭПС был поднят или опущен при измерении наведенного напряжения. В соответствии с ГОСТ № 55364–2012 «...электровоз должен быть защищен <...> от снятия

напряжения в контактной сети...». В современных ЭПС («Сапсан», «Ласточка» и др.) это реализуется путем автоматического опускания токоприемника при снятии напряжения. В Инструкции [7] указано, что через 2 мин после отключения напряжения в контактной сети машинист обязан опустить токоприемник. Таким образом, при снятии напряжения в контактной сети по крайней мере через 3 мин все токоприемники ЭПС должны быть опущены, и наведенное напряжение будет соответствовать вышеприведенным значениям. Однако, к сожалению, опыт подсказывает, что это бывает не во всех случаях, иногда в контактной сети остается поднятый токоприемник, и тогда наведенное напряжение снижается до 500 В. В этой ситуации рекомендация одна: еще раз напомнить машинистам по рации о необходимости опустить токоприемники.

Теперь рассмотрим значения наведенного напряжения при устойчивых КЗ. По специально проведенным опытам путем завешивания заземляющих штанг во всех точках контактной сети межподстанционной зоны двухпутного участка с ДПР системы 25 кВ наведенное напряжение в основном было 25–60 В и не превышало 130 В, при этом нагрузка питающей линии смежного пути не превышала 150 А. Поэтому для однопутных участков, а также для двухпутных участков с неселективной системой защит, когда при КЗ отключаются оба пути, следует считать, что при устойчивом КЗ наведенное напряжение равно 130 В. Однако на двухпутных участках при любой системе защит, когда в работе второй путь, следует учитывать магнитную составляющую наведенного напряжения, и тогда в первом приближении, как показывают исследования, принимаем ее для расчетов равной 1700 В. В дальнейшем по опыту эксплуатации следует уточнить это максимальное значение наведенного напряжения при устойчивом КЗ.

На основании изложенного предлагаем следующие уставки для АПВ2 по наведенному напряжению.

1. Для однопутного участка – 800–1000 В.

2. Для двухпутных участков при отключенном смежном (втором) пути – 1000 В, а при включенном смежном (втором) пути – 1800–2000 В.

При этом следует учесть, что для всех двухпутных участков в ИнТер вводится контроль включенного (отключенного) фидера смежного (второго) пути. Тогда автоматически получается, что при отключенном фидере уставка 800–1000 В, а при включенном – 1800–2000 В.

После аварийного отключения выключателя факт отключения остальных выключателей, питающих рассматриваемую межподстанционную зону, приходится определять по максимальному времени отключения защит всех питающих линий этой зоны. При максимальном времени защиты питающей линии с учетом дальнего резервирования 1,5 с и соответствующем действии УРОВ через 2 с с запасом принято, что УПКЗ начинает работать через 2,5–3 с после аварийного отключения выключателя питающей линии контактной сети. Факт определения устойчивого (проходящего) КЗ в отключенной контактной сети передается на щит энергодиспетчера. Итак, сформулируем задачи, которые решают блоки УККЗ и УПКЗ в ИнТер.

Задачи УККЗ

1. Быстрое (в течение 0,15–0,2 с) определение проходящего или устойчивого КЗ в отключенной контактной сети.

2. Быстрое восстановление напряжения в контактной сети (быстрое АПВ – БАПВ).

3. Сохранение поста секционирования на разъединителях во включенном положении.

4. Блокировка АПВ при устойчивом КЗ.

Задачи УПКЗ

1. Определение проходящего или устойчивого КЗ через 2–3 с после отключения контактной сети. Блокировка АПВ при устойчивом КЗ.

2. Блокировка АПВ при устойчивом КЗ и разрешение АПВ при отсутствии КЗ в контактной сети.

3. Поиск повреждения при устойчивом КЗ без периодического включения выключателя для опробования контак-

ной сети. В процессе поиска энергодиспетчер контролирует зону повреждения по табло на щите с использованием УПКЗ (см. далее).

Отметим главный недостаток УККЗ и УПКЗ: проверка отсутствия КЗ происходит при пониженном напряжении до 10–12 кВ, и в ряде случаев при подаче напряжения 27 кВ может произойти повторный пробой в месте повреждения. Таких случаев за многолетний период работы указанных устройств на Горьковской железной дороге было мало, не более 5% от всех КЗ. Однако даже в этих случаях, когда выключатель включается на КЗ два раза, пережоги не наблюдаются по следующей причине. Вакуумные выключатели отключают большие токи КЗ совместно с защитой за время 0,05–0,07 с, и поэтому суммарное время двукратного отключения КЗ, как правило, не превосходит нормированной величины (0,12–0,14 с) [8].

Поиск устойчивого КЗ с помощью ИнТер-27,5 кВ

Устройство УПКЗ позволяет организовать быстрый поиск повреждения без опробования контактной сети включением выключателя.

Для этого при соответствующем переключении разъединителей (P1, P2, P3 на рис. 5) на контактной сети проверяют по УПКЗ, осталось или исчезло устойчивое КЗ. Таким образом определяют повреждение между двумя отключенными разъединителями (P2 и P3). Кроме того, первое включение выключателя после проведенных ремонтных работ (а так-

же после «снятия» заземляющих штанг) также выполняется после проверки контактной сети устройством УПКЗ.

Настройка программных ключей в ИнТер

Терминал ИнТер-27,5-ФКС реализует функцию двукратного АПВ с возможностью программной блокировки одного или обоих циклов. В режиме местного управления любой из циклов АПВ может быть разрешен или запрещен с помощью программных ключей (АПВ1(2) введено/выведено). В режиме дистанционного управления разрешенные программными ключами циклы АПВ могут быть заблокированы командой «Блок. АПВ вкл.» и разблокированы командой «Блок. АПВ откл.» по последовательному каналу связи с АСУ.

Приводится настройка ИнТер по многолетнему опыту Горьковской железной дороги. В связи с особенностями электроснабжения схем питания тяговой сети возможна корректировка указанной настройки на конкретных участках.

Важно еще при наладочных работах определиться в конфигурации программных ключей, определяющих ввод (вывод) тех или иных функций автоматики (рис. 6). По опыту Горьковской железной дороги, АПВ2 с уставкой 5–7 с вводится обязательно для магистральных участков (программный ключ «АПВ2 введено») независимо от того, установлена или нет аппаратура УККЗ и УПКЗ на выключателях питающих линий.

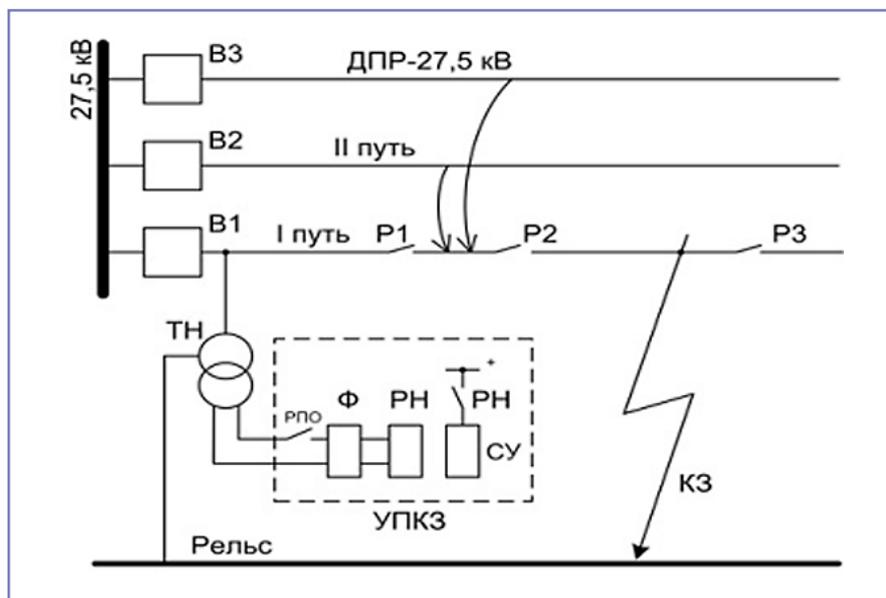


Рис. 5. Поиск повреждения в отключенной контактной сети.

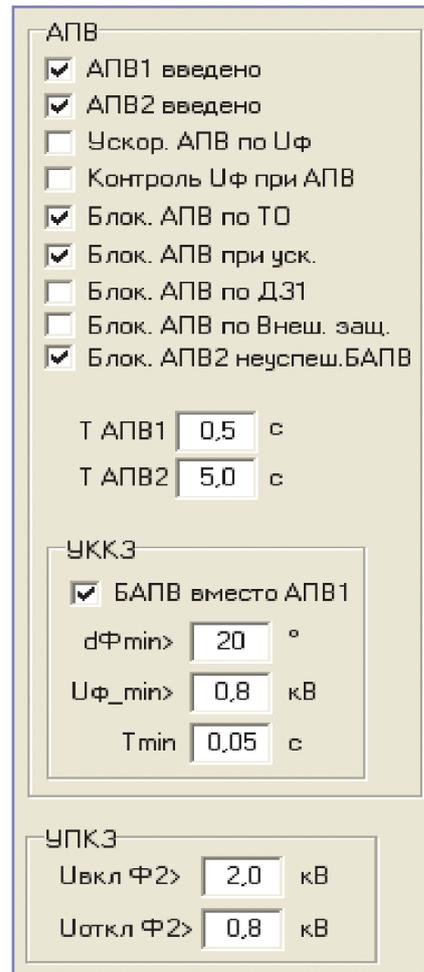


Рис. 6. Конфигурация программных ключей.

БАПВ (программный ключ «БАПВ вместо АПВ1») целесообразно включать в следующих случаях:

- на участках с постами на разъединителях. В этом случае уставка ТАПВ1 определяется на 0,5 с меньше времени «разбора» поста секционирования. При времени «разбора» ПС 1–2 с время ТАПВ1 – 0,5–1,5 с;
- на участках с селективной системой защит и с подъемами более 6‰. Указанное необходимо для быстрой подачи напряжения при движении тяжелых поездов в случае проходящих КЗ. В этом случае ТАПВ1 – 0,4–0,5 с.

В связи с большими токами КЗ при работе отсечки в этом случае целесообразно вводить блокировку АПВ («Блок. АПВ по ТО»), причем блокировка действует при всех АПВ, включая БАПВ.

Рекомендуются следующие уставки для настройки УККЗ:

- минимальное значение уменьшения фазы остаточного напряжения $d\Phi_{min} = 20^\circ$ (что соответствует снижению частоты ОН до 48,6 Гц);

- минимальное остаточное напряжение $U_{ф_min} = 800$ В;
- минимальное время периодического контроля ОН для определения фазы напряжения $T_{min} = 0,04$ с.

Итак, для работы БАПВ необходимо, чтобы в блоке были установлены два программных ключа: «АПВ1 введено» и «БАПВ вместо АПВ1».

Рекомендуется следующая настройка УПКЗ:

- при отключенном смежном фидере ($U_{откл. \Phi 2} >$) АПВ разрешается при наведенном напряжении более 800 В;
- при включенном выключателе смежного фидера ($U_{вкл. \Phi 2} >$) АПВ разрешается при наведенном напряжении более 2000 В.

Особенность работы автоматики ИнТер на питающих линиях контактной сети постов секционирования на выключателях

Включение интеллектуальных терминалов ИнТер на посту секционирования дает следующие преимущества в электроснабжении тяговой сети:

- в отличие от тяговой подстанции на постах секционирования на каждом фидере включены трансформаторы напряжения, поэтому автоматизация фидеров контактной сети на посту секционирования обходится с меньшими капитальными вложениями;
- по этой же причине (наличие трансформаторов напряжения) проще диагностировать отключенную контактную подвеску со стороны поста секционирования, чем со стороны тяговой подстанции, где в настоящее время, как правило, ТН-27,5 кВ не установлены в сторону контактной сети;
- включение по АПВ аварийно отключенного фидера поста секционирования более безопасно в сравнении с фидером тяговой подстанции, так как токи КЗ в общем случае меньше;
- меньшая погрешность при определении места повреждения со стороны поста секционирования, так как зона питания уменьшена почти в два раза.

Включение блоков УККЗ и УПКЗ, а также функции определения места повреждения (ОМП) в управление фидером контактной сети придает посту секционирования интеллектуальные свойства, и поэтому справедливо называть его *интеллектуальным постом секционирования*.

Работа автоматики при повреждении нейтральной вставки

При заезде на нейтральную вставку электровоза под током перекрывается первый воздушный промежуток, и образовавшая дуга поддерживается током идущего электровоза по нейтральной вставке, при заезде на второй воздушный промежуток происходит межфазное короткое замыкание. При этом отключаются от токовой отсечки два фидера разных фаз тяговой подстанции у нейтральной вставки. Однако далее ток короткого замыкания продолжает поддерживаться соседними подстанциями, пока не отключатся выключатели ближайших постов секционирования или тяговых подстанций (если посты секционирования на разъединителях).

Опасность таких повреждений – большая вероятность пережога проводов нейтральной вставки с длительным временем восстановления повреждения. Кроме того, при межфазном коротком замыкании от соседних подстанций протекают сравнительно небольшие токи КЗ (до 300 А). Поэтому следует более тщательно настраивать защиты (особенно на тяговых подстанциях участков с постами секционирования на разъединителях) с учетом рекомендаций в [9] по защите от перекрытия нейтральной вставки.

Что касается перекрытия нейтральной вставки электроподвижным составом, то существует техническое указание ЦЭ-295 от 7.10.1994 по аппаратуре защиты нейтральной вставки тяговой сети, в соответствии с которым при прохождении знака «Отключить ток» под током подается команда от указанной аппаратуры на электровоз по УКВ для отключения главного выключателя (ГВ). Поэтому там, где происходят частые проезды нейтральной вставки под током, целесообразно вводить указанную аппаратуру.

Важно отметить, что при повреждении нейтральной вставки в связи с двухфазным КЗ отключаются сразу два выключателя, питающих линии тяговой подстанции четного и нечетного путей контактной сети. Поэтому при одновременном отключении этих выключателей следует блокировать их БАПВ и АПВ, что будет в дальнейшем реализовано в ИнТер.

Функция определения места повреждения (ОМП)

Терминал ИнТер-27,5-ФКС выполняет функцию ОМП путем оперативного вычисления расстояния до места повреждения (короткого замыкания в контактной сети) по результатам измерения параметров при каждом аварийном отключении для однопутных и двухпутных участков секционирования контактной сети в пределах ближней зоны защиты – между выключателем, которым управляет терминал, и ближайшим выключателем на противоположном конце участка секционирования.

Расстояние до места повреждения (от 0,1 до 100 км) терминал определяет по длине петли короткого замыкания (КЗ), и результат определения расстояния до места повреждения выводится на дисплей БУ, а также доступен по каналу связи с АСУ. Алгоритм работы ОМП разработан в НИИЭФА-ЭНЕРГО [9], в котором рекомендуется для повышения точности ОМП предварительно выполнить два опыта коротких замыканий в тяговой сети в конце защищаемого участка: первое КЗ – при отключенном смежном пути и ДПР (то есть при отсутствии наведенного напряжения), второе КЗ – в полной схеме с учетом наведенного напряжения. По результатам опытов определяются погонное реактивное сопротивление контактной сети (X_{ρ} , Ом/км) и коэффициент взаимного реактивного сопротивления смежных контактных проводов двухпутного участка (M_{χ}), которые должны быть загружены в терминал ИнТер-27,5-ФКС в качестве уставок.

Большинство указанных предложений по совершенствованию ИнТер уже введены в новых вариантах аппаратуры, остальные будут введены в начале 2016 года.

Литература

1. Пупынин В.Н., Герман Л.А. Остаточное напряжение фидеров 27,5 кВ тяговых подстанций переменного тока и некоторые возможности его использования. Труды МИИТ, выпуск 213. М.: Транспорт, 1965, с. 86–95.
2. Герман Л.А., Лапин В.Б., Пупынин В.Н. Автоматическое повторное включение выключателей фидеров контактной сети переменного тока. Труды ЦНИИ МПС, выпуск 422. М.: Транспорт, 1970, с. 40–51.
3. Пупынин В.Н., Герман Л.А. Совершенствование системы защиты от токов короткого за-

мыкания контактной сети переменного тока. Электричество № 1–2008. С. 13–24.

4. Патент № 2316779. Устройство контроля короткого замыкания в контактной сети переменного тока (Герман Л.А. и др.), опубл. 10.02.2008. Бюлл. № 4.

5. Патент № 2498328. Способ управления автоматическим повторным включением выключателя фидера с контролем короткого замыкания в контактной сети (Герман Л.А. и др.), опубл. 10.11.2013. Бюлл. № 31.

6. Патент № 2531025. Устройство контроля короткого замыкания в контактной сети переменного тока (Герман Л.А. и др.), опубл. 20.03.2014. Бюлл. № 8.

7. Инструкция о порядке действия локомотивных бригад и работников дистанций электроснабжения... ЦТ-ЦЭ- 860, 2001 г.

8. Фигурнов Е.П. Релейная защита: учебник. Ч. 2. М.: ГОУ «УМЦ...на железнодорожном транспорте», 2009 – 604 с.

9. Терминал интеллектуальных присоединений 27,5 кВ ИнТер-27,5-ФКС. Руководство по эксплуатации АВ093-00-000-00_01 РЭ.

Герман Леонид Абрамович

Родился в 1937 году. Окончил Московский институт инженеров транспорта (МИИТ) по специальности «Инженер путей сообщения – электромеханик» (1959 г.). Защитил докторскую диссертацию по теме «Теория и практика совершенствования режима

системы тягового электроснабжения переменного тока с установками емкостной компенсации». Доктор технических наук, профессор кафедры «Электрификация и электроснабжение» Нижегородского филиала Московского государственного университета путей сообщения. Является членом-корреспондентом Российской Академии транспорта. Автор более 350 научных трудов, 70 изобретений и патентов. Имеет 2 правительственные награды.

Ишкин Дмитрий Валерьевич

Родился в 1977 году. В 2000 году окончил БГТУ «ВОЕНМЕХ» им. Д.Ф. Устинова (г. Санкт-Петербург) по специальности «Системы автоматического управления летательных аппаратов». Опыт работы – 15 лет. В настоящее время работает начальником отдела микропроцессорных средств ООО «НИИЭФА-ЭНЕРГО», г. Санкт-Петербург.

Якунин Денис Васильевич

Родился в 1980 году. В 2006 году окончил Московский государственный университет путей сообщения по специальности «Электроснабжение железных дорог». Опыт работы – 16 лет. В настоящее время работает начальником ремонтно-ревизионного участка Арзамасской дистанции электроснабжения Горьковской железной дороги – филиала ОАО «РЖД». Имеет 8 статей и 4 патента.

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. Has 2 government awards.

Ishkin Dmitriy

Was born in 1977. In 2000 he graduated from Baltic State Technical University in Saint Petersburg, specialty is «Systems of automatic control of aircrafts». 15 years of work experience. At present he works as head of micro processing control department of NIIFA ENERGO Limited, Saint Petersburg.

Yakunin Denis

Was born in 1980. In 2006 he graduated from Moscow State Railway Transport University, speciality is «Railway road power supply». He has 16 years work experience. At present he works as the head of repair-revision section of Arzamas power supply section of Gorky railroad – JSC «RZD» branch. He has 8 articles and 4 patents.

Определение температуры обмоток тягового асинхронного двигателя введением дополнительных составляющих напряжения

// Determination of traction induction motor windings temperature by additional voltage injections //

**Космодамианский А.С., д.т. н., профессор,
МГУПС (МИИТ), г. Москва
Воробьев В.И., к.т. н., доцент,
Пугачев А.А., к.т. н., доцент,
Брянский государственный технический университет, г. Брянск**

*В статье показана актуальность определения температуры обмоток статора и ротора тягового асинхронного двигателя бесконтактными методами. Рассмотрен метод определения сопротивления и температуры обмоток статора и ротора периодическим введением напряжения небольшой амплитуды и высокой частоты, выполнена оценка его точности. В случае неодинакового нагрева обмоток статора и ротора предложено введение постоянной составляющей напряжения для повышения точности. Показано влияние неидеальности характеристик силовых ключей инвертора напряжения. Приведены результаты моделирования. Рассмотрена возможность применения предложенной методики в электроприводе с системой векторного управления. **Ключевые слова:** асинхронный двигатель, перегрев, сопротивление, высокочастотная составляющая, эффект вытеснения тока, векторное управление.*

The relevance of determination of traction induction motor stator and rotor windings temperature by non-invasive techniques is shown. The technique of determination of the stator and rotor winding resistance and temperature by intermittent high-frequency and low-magnitude voltage injection is considered. The assessment of its accuracy is evaluated. The dc voltage injection is proposed for the accuracy increase in a case of unequal heating of the stator and rotor windings. The influence of characteristics of the power switches of the voltage source inverter is shown. The results of simulation are presented. The possibility of application of suggested technique on the electric drive with vector control.

***Keywords:** induction motor, overheating, resistance, high-frequency signal injection, skin effect, vector control.*

Температура обмоток асинхронного двигателя влияет на режимы работы электропривода, в частности изменяет статические механические характеристики, нарушает настройки систем векторного управления и прямого управления моментом [1]. Особенно критичным это является в тяговых электроприводах, где кроме жестких требований по энергетическим и массогабаритным показателям электропривод должен реализовывать заданное тяговое усилие для обеспечения требуемого качества переходного процесса.

Превышение температуры обмоток выше допустимых значений приводит к преждевременному старению изоляции. Для уменьшения температуры об-

моток и теплонагруженных элементов тяговых двигателей их оборудуют системами воздушного охлаждения. В ряде работ [2, 3] отмечается, что в условиях эксплуатации превышение температуры обмоток над температурой охлаждающего воздуха редко превышает допустимые пределы. Снижение расхода воздуха через тяговые двигатели, не нуждающиеся в интенсивном охлаждении, позволяет значительно снизить расход энергии, потребляемой двигателями вентиляторов системы охлаждения. С учетом современного уровня развития техники наиболее экономичным способом уменьшения расхода воздуха является оборудование вентилятора регулируемым электроприводом с преоб-

разователем частоты, работа которого организована в замкнутой автоматической системе регулирования с обратной связью по температуре.

Таким образом, информация о значении температуры обмоток двигателя в равной степени важна и необходима для поддержания расчетных показателей качества тягового электропривода, тепловой защиты обмотки статора и стержней короткозамкнутого ротора и повышения энергоэффективности работы вспомогательных электроприводов вентиляторов охлаждения и всей системы регулирования температуры в целом.

Анализ методов и средств измерения и определения температуры нагреваемых элементов асинхронных двигателей показал следующее [2, 4]. Наибольшую точность определения температуры имеют контактные датчики и устройства, установленные непосредственно на доступных частях обмотки статора. Их широкое применение в условиях эксплуатации локомотивов затруднено по ряду причин: сложность этих устройств, необходимость вмешательства в конструкцию электрических машин, ограниченные возможности в реализации основных требований, предъявляемых к этим измерительным устройствам, и др. Кроме этого, контактные датчики измеряют температуру только в месте их установки, в то время как распределение температуры по массиву двигателя, включая обмотки, носит неравномерный характер [5]. Если во время тестовых испытаний были выявлены участки наибольшего нагрева, установлены закономерности распределения температуры в обмотках и связь температуры наиболее нагретого участка с температурой, измеряемой в месте установки датчика, то установка датчика температуры способна решить задачи тепловой защиты и организации обратной связи для автоматической системы регулирования температуры.

Однако для реализации систем векторного управления и прямого управления моментом, которые имеют перспективы широкого применения на современных локомотивах, необходима информация о среднем значении температуры, так как именно среднее значение температуры оказывает влияние на значение сопротивления как обмотки статора, так и стержней ротора. Точность значения сопротивлений играет ключевую роль при реализации указанных систем управления электропривода, так как используется при расчете регуляторов практически всех контуров. В работе [6] показано, что погрешность определения сопротивления обмотки статора более чем на 10% приводит к потере устойчивости системы прямого управления моментом.

Таким образом, становится актуальным определение температуры бесконтактным или бездатчиковым методом, в основе которого лежит использование быстродействующей микропроцессорной системы. Классификация таких методов определения температуры приведена на рис. 1.

Реализации тепловой модели асинхронного двигателя на основе, например, эквивалентной тепловой схемы замещения посвящен ряд работ [7, 8]. Точное определение параметров тепловой схемы затруднительно, так как требует слишком большого объема информации, для получения которого необходимы как теоретические, так и экспериментальные исследования конкретного двигателя. Кроме этого, некоторые параметры меняются непосредственно во время работы в зависимости от скорости и температуры охлаждающего воздуха,

влажности и т.д. Все эти факторы вносят существенную погрешность в определение температуры и сдерживают техническую реализацию этого направления.

Второе направление исследований – это косвенное определение температуры посредством измерения активного сопротивления обмотки статора. Методики определения или измерения активного сопротивления нечувствительны к изменению условий внешней среды, следовательно, свободны от недостатков, возникающих при использовании тепловых моделей. Выделяют два основных подхода к определению активного сопротивления обмотки статора непосредственно во время работы электропривода [9, 10]: микропроцессорная реализация математической модели на основе электрической схемы замещения асинхронного двигателя и введение дополнительных составляющих в состав напряжения статора.

В первом случае входными данными являются измеряемые электрические и механические координаты электропривода, а также параметры самой схемы замещения в холодном состоянии обмоток и ненасыщенном состоянии магнитопровода. Микропроцессорное устройство, по сути, выполняет функции идентификатора и наблюдателя. Недостатком этого подхода является то, что удовлетворительную точность он обеспечивает только в режиме низких частот тока статора, при котором падение напряжения на активном сопротивлении статора оказывается сопоставимым с ЭДС, наводимой обмоткой статора. При повышении частоты ЭДС значительно повышается, что приводит к увеличению погрешности определения сопротивления. Изменение

состояния магнитопровода из-за нелинейности кривой намагничивания в широком диапазоне изменения момента является еще одним фактором, влияющим на точность этого метода.

Определение сопротивления введением дополнительной составляющей в состав напряжения, подаваемого на обмотку статора, пригодно для при-

менения как на низких, так и на высоких частотах вращения. Реакция двигателя на подобное воздействие отслеживается и одинакова во всех режимах работы.

Наиболее просто можно осуществить введение постоянной составляющей при прямом подключении асинхронного двигателя к источнику напряжения, когда это происходит путем включения в одну из фаз управляемого полупроводникового ключа. При наличии тиристорного тягового преобразователя введение постоянной составляющей может быть выполнено дополнительным углом задержки включения тиристорной одной фазы. Аналогичного эффекта можно добиться и при транзисторных преобразователях с широтно-импульсным управлением за счет изменения формы и значения управляющих напряжений.

Появление постоянной составляющей тока неизбежно приводит к появлению неуправляемых колебаний момента и дополнительному шуму во время работы двигателя. Введение постоянной составляющей позволяет определить только активное сопротивление обмотки статора, в то время как сопротивление обмотки ротора (короткозамкнутых стержней) остается неизвестным.

Применение высокочастотной составляющей позволяет при определенных допущениях определить температуры как обмотки статора, так и стержней ротора, а также оказывает менее негативное влияние на работу электропривода.

Общая проблема двух последних методов – их реализация в электроприводах с векторным управлением, где задание на напряжение статора определяется настройками регуляторов замкнутых контуров тока. Дополнительная составляющая рассматривается регуляторами как возмущение, которое они, в зависимости от настроек, стремятся минимизировать или полностью исключить.

Далее в данной статье приведены результаты исследования по определению сопротивления и температуры обмоток посредством введения высокочастотной составляющей напряжения обмотки статора.

Возможность определения сопротивления введением высокочастотной составляющей напряжения следует из принципа работы асинхронного двигателя, описанного методами теории электропривода. При низкой частоте тока статора f_s индуктивное сопротивление намагничивающего контура $2\pi f_s L_\mu$



Рис. 1. Классификация методов бездатчикового определения температуры.

(L_μ – главная взаимоиנדуктивность) достаточно мало, и значительная часть тока статора i_s приходится на ток намагничивания i_μ . Повышение частоты тока статора приводит к перераспределению токов и при высоких значениях f_s практически весь ток статора протекает через обмотку ротора, то есть $i_r \approx i_s$.

Электромеханические процессы, вызванные введением высокочастотной составляющей в состав напряжения обмотки статора, можно описать уравнением электрического равновесия

$$u_{s,вч} \approx [(R_s + R_r) + j\omega_{вч}(L_{\sigma s} + L_{\sigma r})]i_{s,вч} = (R_{эк} + j\omega_{вч}L_{\sigma,эк})i_{s,вч} = Z_{эк}i_{s,вч}, \quad (1)$$

где $u_{s,вч}$ – введенное напряжение; $i_{s,вч}$ – ток, обусловленный напряжением $u_{s,вч}$; $\omega_{вч}$ – значение частоты введенного напряжения; R_s, R_r – сопротивление обмотки статора и ротора (приведенное к обмотке статора) соответственно; $L_{\sigma s}, L_{\sigma r}$ – собственная индуктивность рассеяния обмотки статора и ротора (приведенная к обмотке статора) соответственно;

$$R_{эк} = R_s + R_r, L_{\sigma,эк} = L_{\sigma s} + L_{\sigma r}, Z_{эк} = R_{эк} + j\omega_{с,вч}L_{\sigma,эк}.$$

Из выражения (1) очевидно, что

$$R_{эк} = Re \left[\frac{u_{с,вч}}{i_{с,вч}} \right] = \frac{U_{m,вч}}{I_{m,вч}} \cos \varphi_{вч}, \quad (2)$$

$$X_{\sigma,эк} = \omega_{с,вч}L_{\sigma,эк} = Im \left[\frac{u_{с,вч}}{i_{с,вч}} \right] = \frac{U_{m,вч}}{I_{m,вч}} \sin \varphi_{вч}, \quad (3)$$

где $U_{m,вч}, I_{m,вч}$ – амплитуды составляющих напряжения и тока на частоте $\omega_{вч}$; $\varphi_{вч}$ – фазовый сдвиг между током $i_{с,вч}$ и напряжением $u_{с,вч}$ на частоте $\omega_{вч}$.

Зависимость температуры обмотки статора θ_s и стержней ротора θ_r от сопротивлений R_s и R_r :

$$\theta_s = \frac{1}{\alpha_s} \left(\frac{R_s}{R_{s,20}} - 1 \right) + 20^\circ\text{C}, \quad (4)$$

$$\theta_r = \frac{1}{\alpha_r} \left(\frac{R_r}{R_{r,20}} - 1 \right) + 20^\circ\text{C}, \quad (5)$$

где α_s, α_r – температурные коэффициенты сопротивления материалов обмотки и стержней; $R_{s,20}, R_{r,20}$ – сопротивления «в холодном состоянии» (при температуре 20°C).

Для корректного определения сопротивления короткозамкнутой обмотки ротора следует учитывать эффект вытеснения тока, так как он оказывает влияние при работе на высоких частотах. Выражения для активного и индуктивного сопротивлений имеют вид

$$R_r = K_R R_{r,\pi} + R_{r,кл}, \quad (6)$$

$$X_r = K_X X_{r,\pi} + X_{r,кл}, \quad (7)$$

где $R_{r,\pi}$ и $X_{r,\pi}$ – сопротивления пазовой части обмотки; $R_{r,кл}$ и $X_{r,кл}$ – сопротивления участков короткозамыкающих колец между соседними стержнями; K_R и K_X – коэффициенты, учитывающие изменения активного и индуктивного

сопротивлений стержня под влиянием эффекта вытеснения тока:

$$K_R = \xi \frac{sh2\xi + sin2\xi}{ch2\xi - cos2\xi},$$

$$K_X = \frac{3 sh2\xi - sin2\xi}{2\xi ch2\xi - cos2\xi},$$

$$\text{где } \xi = 2 \cdot \pi \cdot 10^{-3} \cdot h \cdot \sqrt{\frac{s \cdot f_s \cdot b}{10 \cdot \rho \cdot b_\pi}} -$$

приведенная высота стержня; h – высота стержня; ρ – удельное сопротивление материала стержня; b – ширина стержня; b_π – ширина паза.

Для проверки работоспособности предложенной методики было проведено имитационное моделирование в программе Matlab Simulink. Параметры исследуемого двигателя следующие: номинальное напряжение $U_{s,ном} = 220$ В; номинальный ток $I_{s,ном} = 27,4$ А; номинальная мощность $P_{ном} = 14$ кВт; число пар полюсов $2p_n = 4$; номинальная частота тока статора $f_{s,ном} = 50$ Гц; $L_\mu = 0,0709$ Гн; главная взаимоиנדуктивность $L_{\sigma s} = 0,55$ мГн; $L_{\sigma r} = 2,5$ мГн; $R_s = 0,219$ Ом; $R_r = 0,164$ Ом. Все индуктивности указаны в ненасыщенном состоянии магнитопровода, сопротивления – при температуре обмоток $\theta = 20^\circ\text{C}$. Выбор данного двигателя обусловлен тем, что им снабжена комплексная физическая модель тягового электропривода с асинхронными двигателями [11]. В работе [11] показана адекватность физического мо-

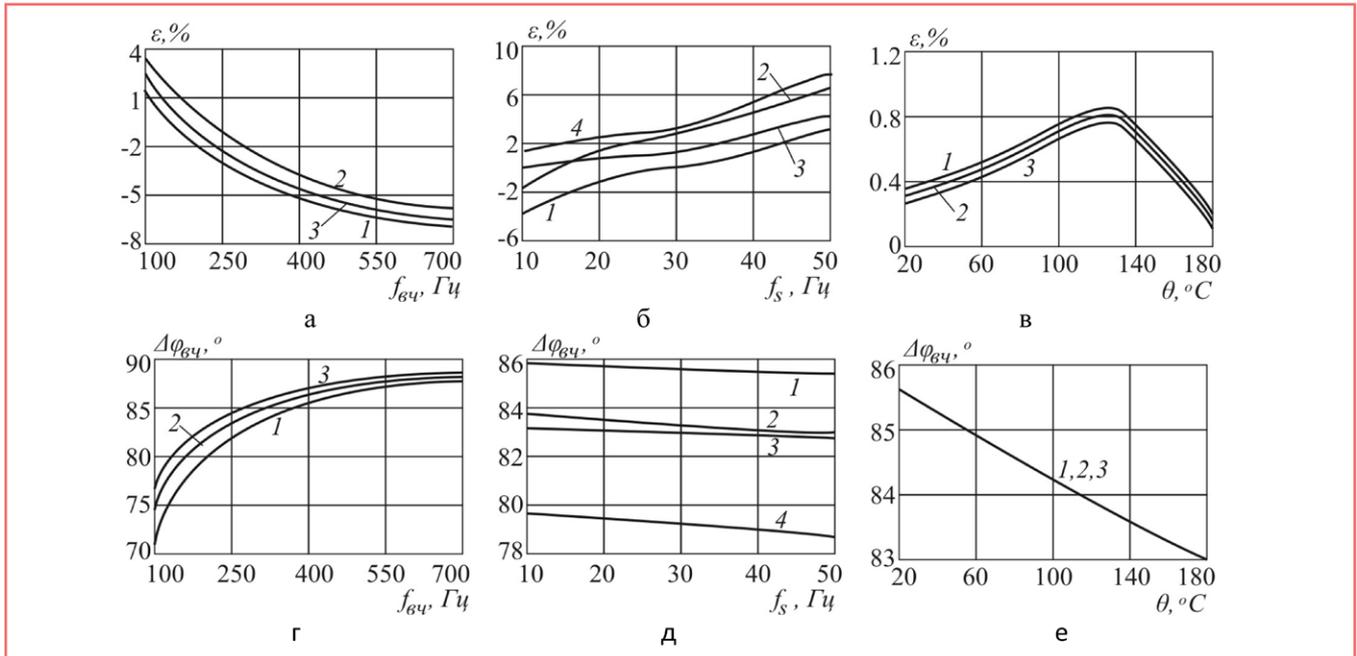


Рис. 2. Результаты определения сопротивления R_s : зависимость ϵ (а) и $\varphi_{вч}$ (з) от частоты $f_{вч}$ при $f_s = 30$ Гц, $M_c = 0,5 M_{ном}$ (1 – $\theta = 20^\circ\text{C}$, 2 – $\theta = 100^\circ\text{C}$, 3 – $\theta = 180^\circ\text{C}$); зависимость ϵ (б) и $\varphi_{вч}$ (д) от частоты f_s при $f_{вч} = 315$ Гц, $M_c = 0,5 M_{ном}$ (1 – $\theta = 20^\circ\text{C}$, $f_{вч} = 300$ Гц, 2 – $\theta = 20^\circ\text{C}$, $f_{вч} = 200$ Гц, 3 – $\theta = 180^\circ\text{C}$, $f_{вч} = 300$ Гц, 4 – $\theta = 180^\circ\text{C}$, $f_{вч} = 200$ Гц); зависимость ϵ (в) и $\varphi_{вч}$ (е) от температуры обмоток θ при $f_s = 30$ Гц, $f_{вч} = 315$ Гц (1 – $M_c = 0$, 2 – $M_c = 0,5 M_{ном}$, 3 – $M_c = M_{ном}$).

делирования тягового двигателя двигателем мощностью 14 кВт.

На обмотку статора подавалось гармоническое напряжение, состоящее из двух гармоник – основной с амплитудой U_m и частотой $f_s = 2\pi/\omega_s$, необходимой для реализации поставленной перед электроприводом задачи, и дополнительной с амплитудой $U_{m,вч}$ и частотой $f_{вч} = 2\pi/\omega_{вч}$, необходимой для определения сопротивления и температуры. Для определения амплитуды и фазы напряжения и тока на частоте $f_{вч}$ использовалось преобразование Фурье. Время корректного определения – два периода питающего напряжения. Аналогичный результат был получен при использовании функции FFT блока Powergui после окончания процесса моделирования.

Результаты моделирования показаны на рис. 2.

На рис. 2 приняты следующие обозначения: $\varepsilon = (R_{опр} - R_{ист})/R_{ист} \cdot 100\%$ – относительная ошибка определения сопротивления $R_{эк}$; M_c и $M_{ном}$ – момент сопротивления и номинальный момент соответственно. Угол $\varphi_{вч}$ определялся по выражению $\varphi_{вч} = \varphi_{вч,и} - \varphi_{вч,и'}$, где $\varphi_{вч,и}$, $\varphi_{вч,и'}$ – значения фаз напряжения и тока статора на частоте $f_{вч}$ соответственно.

Анализ графиков (рис. 2) показывает, что наибольшая погрешность определения $R_{эк}$ не превышает 8% при наиболее неблагоприятных условиях. Диапазон частот $f_{вч}$, при котором достигается минимальная ошибка для выбранного двигателя, – 200...400 Гц. Следует отметить монотонный характер изменения $\varphi_{вч}$ для всех воздействующих факторов, изменение момента сопротивления M_c на значение $\varphi_{вч}$ влияния не оказывает. С ростом $f_{вч}$ скорость изменения $\varphi_{вч}$ уменьшается и при $f_{вч} > 500...550$ Гц изменение температуры обмоток θ приводит к минимальным изменениям $\varphi_{вч}$, что обуславливает жесткие требования к информационно-измерительной системе.

Если принять допущение, что обмотка статора и стержни ротора испытывают одинаковый перегрев, то введение высокочастотной составляющей позволяет однозначно найти и сопротивления R_s и R_r , и температуры θ_s и θ_r из выражений (2), (4) и (5) при условии, что сопротивления $R_{s,20}$ и $R_{r,20}$ в холодном состоянии известны. Определение $R_{s,20}$ целесообразно осуществлять до начала работы, когда температура двигателя равна температуре окружающей среды, посредством опыта постоянного тока

[12], после чего ввести высокочастотную составляющую и определить и $R_{r,20}$ из $R_{эк}$.

Однако, как показывают результаты проведенных исследований [5], обмотки статора и ротора нагреваются неравномерно. Расхождения в значениях локальных температур могут достигать 15...20°C в зависимости от режима работы и системы охлаждения. Таким образом, введение высокочастотной составляющей приведет к определению только средних значений сопротивлений и температур обмоток, что не удовлетворяет требованиям ни современных систем управления электроприводов, ни автоматических систем регулирования температуры. Для решения этой проблемы авторами предлагается введение постоянной составляющей напряжения.

Постоянная составляющая U_{dc} распределяется по всем фазам и вызывает появление постоянной составляющей I_{dc} в составе тока статора. Соотношение между этими составляющими и определяет активное сопротивление обмотки статора

$$R_s = \frac{U_{dc}}{I_{dc}} \quad (8)$$

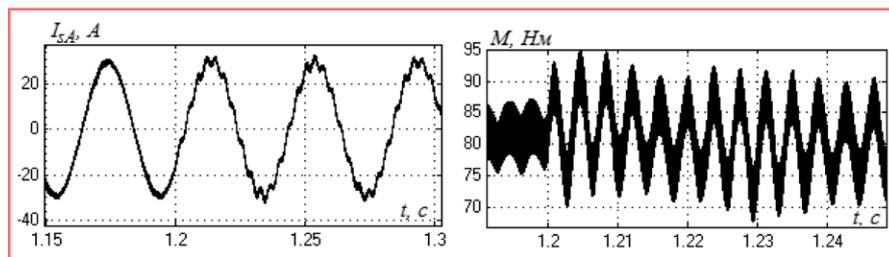
В работе [12] установлено, что погрешность определения сопротивления обмотки статора по отношению к его действительному значению составляет менее 1,2% во всем диапазоне момента сопротивления, частоты вращения и температуры обмоток.

В настоящее время формирование требуемого напряжения статора осу-

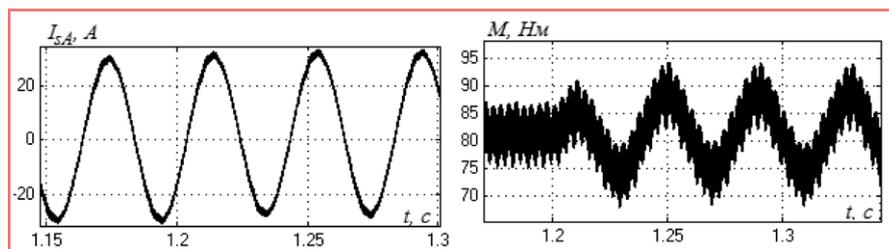
ществляется полупроводниковыми преобразователями частоты при помощи алгоритмов широтно-импульсной модуляции. Все современные электроприводы, включая тяговые, снабжаются высокоточными и быстродействующими датчиками тока и высокоразрядными АЦП, преобразующими сигнал с датчика тока в цифровой вид для их последующей обработки в микропроцессорной системе управления. Датчики напряжения обмотки статора присутствуют не во всех комплектациях электроприводов, поэтому при отсутствии датчика напряжения из-за неидеальности характеристик силовых ключей инверторов напряжения, используемых в преобразователях частоты, при использовании расчетных формул необходимо учитывать падение напряжения на p-n переходах силовых ключей и время задержки их срабатывания.

Выбор корректной частоты дополнительного сигнала – это ключевой вопрос при реализации предложенного метода в электроприводах с широтно-импульсной модуляцией. Ток статора асинхронного двигателя имеет достаточно богатый спектральный состав, обусловленный различными причинами. Ниже приведен краткий перечень частот, осуществляющих наибольший вклад в спектральный состав тока статора [13, 14]:

- частота тока статора f_s , причина – напряжение питания;
- частоты временных гармоник nf_s ($n = 1, 2, 3, \dots$), причина – автономный ин-



а б
Рис. 3. Осциллограммы тока фазы А статора (а) и момента (б) (в момент времени $t = 1,2$ с происходит введение напряжения $u_{ав} = 12e^{i2\pi \cdot 285t}$ В).



а б
Рис. 4. Осциллограммы тока фазы А статора (а) и момента (б) (в момент времени $t = 1,2$ с происходит введение напряжения $U_{dc} = 9$ В).

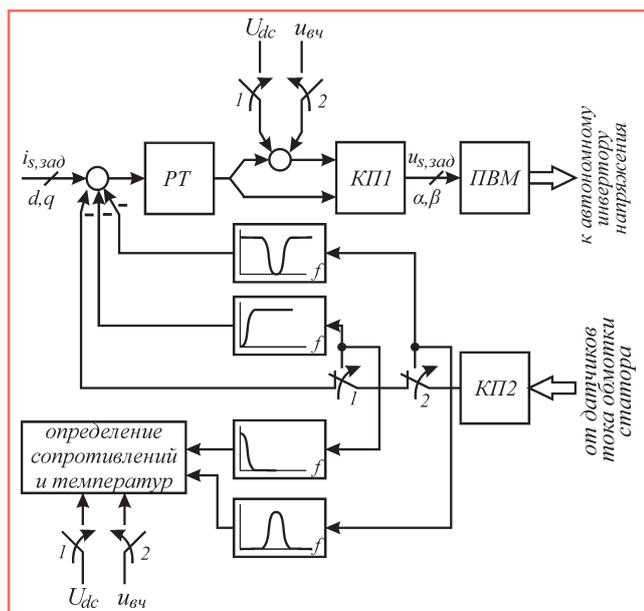


Рис. 5. Структурная схема введения дополнительных сигналов в системе векторного управления:
 d, q – система координат, связанная с магнитным полем ротора;
 α, β – система координат, связанная с неподвижным статором;
 РТ – регуляторы тока статора в осях d, q ; КП1, КП2 – координатные преобразователи; ПВМ – блок, реализующий алгоритмы модуляции.

вертор, формирующий напряжение питания по алгоритмам соответствующей модуляции;

- частоты $kN_r f_r$ (N_r – число стержней беличьей клетки ротора, $k = 1, 2, 3, \dots$), причина – неидеальность формы стержней;
- частоты $n f_s \pm f_r$, причина – неидеальность воздушного зазора, колебания момента и частоты вращения.

Из всех приведенных частот наибольшие амплитуды тока приходятся на частоты $n f_s$, причем для нечетных n [13].

Было проведено моделирование введения высокочастотной составляющей напряжения при использовании инвертора напряжения с векторной и скалярной широтно-импульсными модуляциями на частоте 10 кГц. При совпадении частот $f_{вч}$ и $n f_s$ ($n = 2, 3, 4, \dots$) погрешность определения $R_{эк}$ достигала 90% при $n = 3$ и снижалась до 35% при $n = 9$, что указывает на необходимость исключения значений $n f_s$ из диапазона рекомендуемых частот. Еще один вопрос, возникающий при практической реализации введения дополнительного напряжения, – это уровень его амплитуды. Очевидно, что увеличение $U_{m, вч}$ приводит к соответствующему увеличению $I_{m, вч}$, что повышает точность определения сопротивления. Вместе с этим, более высокий уровень дополнительного сигнала приводит к большим ко-

лебаниям момента, что ухудшает как механические, так и шумовые характеристики двигателя. В данной работе результаты моделирования показали, что при значении $U_{m, вч} = 14$ В в диапазоне $f_{вч} = 200 \dots 350$ Гц погрешность определения $R_{эк}$ превышает ошибку ϵ , полученную при синусоидальном источнике питания, не более чем на 2%. Максимальная погрешность определения $R_{эк}$ составила 7,5%.

Введение дополнительных составляющих в состав тока неизбежно приводит к появлению колебаний момента. Результаты моделирования, приведенные на рис. 3 и 4, показывают влияние вводимых сигналов на электромеханические координаты электропривода.

В результате моделирования установлено, что при введении высокочастотной составляющей напряжения с параметрами $U_{m, вч} = 12$ В, $f_{вч} = 285$ Гц (рис. 3) максимальная амплитуда пульсаций момента составляет 11% от номинального значения, частота пульсаций равна частоте $f_{вч}$. При введении постоянной составляющей напряжения $U_{dc} = 9$ В (рис. 4) амплитуда пульсаций момента также составляет 10...11% от номинального значения, частота пульсаций равна частоте тока статора f_s (в опытах, результаты которых приведены на рис. 4, $f_s = 25$ Гц). Колебания частоты вращения в обоих случаях незначительны и не превышают 1 рад/с. Учитывая время определения сопротивления и температуры и высокую инерционность двигателя как объекта регулирования температуры, целесообразно осуществлять кратковременное (пять-шесть периодов питающего напряжения) введение U_{dc} и $u_{вч}$ через достаточно длительные промежутки времени, за счет чего будет достигнуто минимальное воздействие на механические и шумовые характеристики.

Для реализации системы векторного управления с рассмотренным методом определения сопротивления и температуры необходимо исключить влияние токов I_{dc} и $i_{вч}$ на регулирование вектора полного тока статора и на работу контуров регулирования момента и потокоцепления. Структура контура тока, удовлетворяющая этому требованию, в составе системы векторного управления с ориентацией по вектору потокоцепления ротора показана на рис. 5.

Принцип работы приведенного на рис. 5 контура тока в составе классической системы векторного управления и передаточные функции основных блоков (РТ, КП1, 2, ПВМ) изложены в работе [15].

При введении дополнительных сигналов в состав напряжения подключаются соответствующие блоки (на рис. 5 это полосовые фильтры для сигнала $u_{вч}$, подключаемого ключом 2, и низкочастотный/высокочастотный фильтры для сигнала U_{dc} , подключаемого ключом 1), которые выделяют среднее значение сигнала по току за период напряжения на нужной частоте и подают его в блок определения сопротивлений и температуры. Одновременно с этим этот же сигнал вычитается из суммарного тока статора, подаваемого на регуляторы тока РТ, что исключает влияние введения дополнительных составляющих на работу подчиненных контуров тока и, следовательно, всей системы векторного управления в целом. С учетом уровня развития современной цифровой и микропроцессорной техники вопрос определения гармонического состава тока и напряжения не представляет трудностей при практической реализации.

Таким образом, предложенная методика определения активного сопротивления и температуры обмоток статора и ротора посредством введения дополнительных составляющих напряжения не требует наличия никаких дополнительных датчиков, кроме стандартно принятых датчиков тока и напряжения обмотки статора. В случае отсутствия датчика напряжения необходимо при расчете спектра напряжения учитывать основные характеристики силовых ключей инвертора напряжения, приводимые в технической документации. Работоспособность предложенной методики подтверждена результатами моделирования.

Литература

1. Космодамианский, А.С. Влияние температуры тягового асинхронного двигателя на его режимы работы / А.С. Космодамианский, В.И. Воробьев, А.А. Пугачев // Электротехника. – 2011. – № 8. – С. 50–54.
 2. Космодамианский, А.С. Автоматическое регулирование температуры обмоток тяговых электрических машин локомотивов: монография / А.С. Космодамианский. – М.: Маршрут, 2005. – 256 с.
 3. Оценка нагрева тяговых двигателей электровозов переменного тока в условиях эксплуатации / И.В. Скогорев [и др.] // Повышение эффективности и качества работы электроподвижного состава: тр. Ростов-на-Дону ин-та ж. – д. трансп. (РИИЖТ). – Ростов-на-Дону, 1984. – Вып. 176. – С. 71–78.
 4. Смирнов, В.П. Непрерывный контроль температуры предельно нагруженного оборудования электровоза / В.П. Смирнов // дисс. ... докт. техн. наук. – Иркутск, 2005. – 355 с.
 5. Пугачев, А.А. Результаты экспериментальных исследований тепловых процессов в асинхронном двигателе / А.А. Пугачев, Д.А. Бондаренко // Вестник Брянского государственного технического университета. – 2015. – № 3 (47). – С. 77–82.
 6. Козярук, А.Е. Современное и перспективное алгоритмическое обеспечение частотно-регулируемых электроприводов / А.Е. Козярук, В.В. Рудаков; под ред. А.Г. Народицко-го. – СПб: С. – Петерб. электротехн. компания, 2004. – 128 с.
 7. Тихонов, Ф.В. Разработка методов выбора параметров асинхронного тягового двигателя с учетом теплового состояния обмоток / Ф.В. Тихонов // дисс. ... канд. техн. наук. – Москва, 2008. – 135 с.
 8. Kylander, G. Thermal modeling of small cage induction motors / G. Kylander // Technical report № 265, submitted to the School of Electrical and Computer Engineering Chalmers University of Technology in partial fulfilment of the requirements for the degree of Doctor of Philosophy, Goteborg, 1995. – P. 113.
 9. Пугачев, А.А. Идентификация сопротивления и температуры обмотки ротора асинхронного двигателя / А.А. Пугачев // Автоматизированный электропривод и промышленная электроника: Труды Шестой Всероссийской научно-практической конференции. – Новокузнецк: изд-во СибГИУ, 2014. – С. 192–198.
 10. Zhang, P. Active stator winding thermal protection for AC motors / P. Zhang, B. Lu, T.G. Habetler // 2009 IEEE IAS pulp & paper industry conference in Birmingham, p. 11–19.
 11. Комплексная физическая модель тягового электропривода с асинхронными двигателями / А.С. Космодамианский [и др.] // Наука и техника транспорта. – 2014. – № 3. – С. 31–38.
 12. Космодамианский, А.С. Бездатчиковое определение температуры обмотки статора тягового асинхронного двигателя / А.С. Космодамианский, В.И. Воробьев, А.А. Пугачев // Технологическое обеспечение ремонта и повышение динамических качеств железнодорожного подвижного состава: материалы третьей всероссийской научно-технической конференции с международным участием в трех частях. Часть 1 / Омский гос. ун-т путей сообщения. Омск, 2015. – С. 28–33.
 13. Induction machine diagnosis using stator current advanced signal processing / E. Elbouchikhi [et al.] // Advanced Signal Processing. International Journal on Energy Conversion, 2015, 3 (3), pp. 76–87.
 14. Коробейников, А.Б. Анализ существующих методов диагностирования электродвигателей и перспективы их развития / А.Б. Коробейников, А.С. Сарваров // Электротехнические системы и комплексы. – 2015. – № 1 (26). – С. 4–9.
 15. Пугачев, А.А. Система управления тяговым асинхронным двигателем с минимизацией мощности потерь / А.А. Пугачев, В.И. Воробьев, А.С. Космодамианский // Вестник Брянского государственного технического университета. – 2015. – № 2 (46). – С. 55–61.
- Космодамианский Андрей Сергеевич**
В 1981 году окончил Омский государственный университет путей сообщения. Доктор технических наук, профессор. В 2002 году защитил докторскую диссертацию по теме «Теоретические основы и разработка систем регулирования температуры тяговых электрических машин локомотивов». Опыт работы – 34 года. В настоящее время работает заведующим кафедрой «Тяговый подвижной состав» Московского государственного университета путей сообщения. Имеет свыше 190 научных трудов, свыше 60 патентов.
- Воробьев Владимир Иванович**
В 1971 году окончил Брянский институт транспортного машиностроения. Кандидат технических наук, доцент. В 1981 году защитил диссертацию по теме «Исследование динамических процессов в тяговом приводе локомотива с асинхронным двигателем в режимах пуска, разгона и движения с низкими скоростями». Опыт работы – свыше 46 лет. В настоящее время работает доцентом кафедры «Подвижной состав железных дорог» Брянского государственного технического университета. Имеет свыше 100 научных трудов, свыше 40 патентов.
- Пугачев Александр Анатольевич**
В 2006 году окончил Брянский государственный технический университет. Кандидат технических наук, доцент. В 2009 году защитил диссертацию по теме «Регулируемый электропривод вспомогательных агрегатов подвижного состава с асинхронным двигателем, имеющим поворотный статор». Опыт работы – 10 лет. В настоящее время работает доцентом кафедры «Электронные, радиоэлектронные и электротехнические системы» Брянского государственного технического университета. Имеет свыше 80 научных трудов, 20 патентов.
- Kosmodamianskiy Andrey**
In 1981 he graduated from Omskiy State Railroads University. A Doctor of Engineering Science, professor. In 2002 he defended a doctorate thesis on the subject «Theoretical foundations and development of temperature regulation systems of traction electrical machines of locomotives». Work experience – 34 years. At present he works as head of the department «Traction rolling equipment» of Moscow State Railroads University. He has more than 190 scientific works, more than 60 patents.
- Vorobyev Vladimir**
In 1971 he graduated from Bryanskiy Institute of Transport Machine Building. He is a candidate of Engineering Science, associated professor. In 1981 he defended a thesis on the subject «Investigation of dynamic processes in traction drive of a locomotive with induction motor in low-speed start, acceleration and movement modes». Work experience – more than 46 years. At present he works as associated professor of the department «Rolling equipment of railroads» at Bryanskiy State Technical University. He has more than 100 scientific works, more than 40 patents.
- Pugachev Alexander**
In 2006 he graduated from Bryanskiy State Technical University. He is a candidate of Engineering Science, associated professor. In 2009 he defended a thesis on the subject «Regulated electric motor drive of auxiliary units of rolling equipment with induction motor with rotating stator». Work experience – 10 years. At present he works as associated professor at the department «Electronic, radioelectronic and electrotechnical systems» in Bryanskiy State Technical University. He has more than 80 scientific works, 20 patents.

Параметры кинематических перемещений осевого редуктора с горизонтальной реактивной тягой группового тягового привода с технологическими погрешностями установки при работе первой ступени рессорного подвешивания

// The kinematic displacement parameters of the axial gear with the group traction drive horizontal jet thrust with the technological mounting errors during operation at the first stage spring suspension //

Кручек В.А., д.т. н., профессор,
Евстафьев А.М., к.т. н., доцент,
ПГУПС, г. Санкт-Петербург

В статье проведен анализ полученных аналитических выражений для определения перемещений, углов поворота, скоростей и ускорений точек крепления горизонтальной реактивной тяги осевого редуктора колесных пар тягового привода локомотива от вертикальных перемещений буксовой ступени рессорного подвешивания с учетом технологических погрешностей, возникающих при их монтаже. Учитываются различные варианты крепления горизонтальных реактивных тяг к раме тележки: крепление внутрь или наружу, а также их возможный наклонный монтаж. Выводы представлены в виде аналитических выражений и графиков.

Ключевые слова: локомотив, групповой тяговый привод, колесная пара, осевой редуктор, реактивная тяга, рессорное подвешивание, кинематика, угол поворота, технологическая погрешность, вертикальные перемещения, граничные значения.

Реактивная тяга осевого редуктора колесной пары тягового привода локомотива может быть установлена различными способами: горизонтально, вертикально или наклонно. Наибольшее количество промышленных тепловозов, к которым относятся тепловозы с гидродинамической тяговой передачей, такие как ТГМ4, ТГМ6, имеют групповой тяговый привод колесных пар. В этих локомотивах конструкция рамы тележки, шкворневого узла, опорных элементов и их компоновка предусматривают горизонтальное расположение реактив-

Analytical expressions have obtained and analyzed to determine the displacements, angles, the vertical displacements of the axle-stage spring suspension velocities and accelerations of the horizontal jet thrust attachment points of the axial gear wheel pairs of the locomotive traction drive, considering technological mounting errors. The various mounting options of the horizontal torque rods to the bogie frame such as setup inside or outside and the possible tilting assembly are considered. Conclusions are presented in the analytical expressions and graphs forms.

Keywords: locomotive, group traction drive, pair of wheels, the axial gear, jet thrust, spring suspension, kinematics, the angle of rotation, technological error, vertical displacement, the terminal values.

ной тяги осевого редуктора тяги колесной пары (рис. 1).

Работа первой ступени рессорного подвешивания локомотива основана на вертикальных перемещениях колесных пар в буксовых узлах ходовых тележек. Двигаясь по рельсовому пути, колесные пары локомотива совершают линейные перемещения в вертикальной плоскости в пределах допустимой жесткости рессорного подвешивания первой ступени, при этом осевой редуктор совершает вращательное перемещение вокруг оси колесной пары (рис. 2).

Примем вертикальные перемещения колесной пары в первой ступени рессорного подвешивания независимыми от вертикальных перемещений кузова локомотива, а реактивную тягу, корпус редуктора и их крепления абсолютно твердыми.

Для определения линейных и угловых зависимостей вращательного пере-

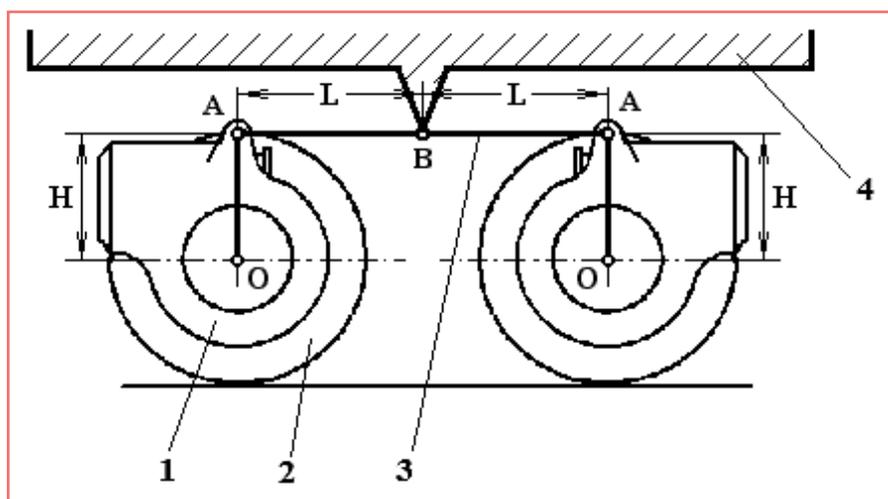


Рис. 1. Групповой двухосный тяговый привод с горизонтальными реактивными тягами: 1 – осевой редуктор; 2 – колесная пара; 3 – реактивная тяга; 4 – рама тележки.

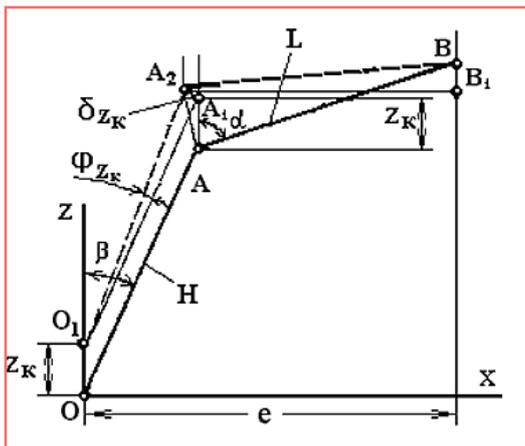


Рис. 2. Кинематика горизонтальной реактивной тяги при работе буксовой ступени рессорного подвешивания: H – «линия центров» – расстояние между центром оси колесной пары и центром шарнирного соединения реактивной тяги с корпусом редуктора; L – длина реактивной тяги осевого редуктора; e – эксцентриситет крепления реактивной тяги, расстояние по горизонтали между вертикальными линиями, проходящими через ось вращения колесной пары точку O и точку крепления реактивной тяги к раме тележки B .

мещения осевого редуктора от вертикальных перемещений колесной пары относительно рамы тележки рассмотрим рис. 2. В существующих конструкциях редукторов колесных пар $H \gg Z_k$, а $L \neq 0$, следовательно, угол поворота редуктора относительно оси вращения колесной пары φ_{Z_k} мал, поэтому можно записать

$$\varphi_{Z_k} \approx \sin \varphi_{Z_k} = \operatorname{tg} \varphi_{Z_k} = \frac{A_2 A_1}{O_1 A_1}, \quad (1)$$

где $O_1 A_1 = H$ – расстояние от оси вращения осевого редуктора до точки крепления горизонтальной реактивной тяги;

$\pm Z_k$ – вертикальные перемещения центра оси колесной пары (O). За положительное перемещение принято перемещение вверх;

φ_{Z_k} – угол поворота редуктора (линии центров – OA) относительно оси вращения колесной пары, вызванный перемещениями $\pm Z_k$. Примем угол поворота положительным, если поворот редуктора осуществляется по часовой стрелке, и отрицательным, если поворот редуктора осуществляется против часовой стрелки.

Для определения величины перемещения $\delta_{Z_k}^r$ точки соединения редуктора с реактивной тягой при вертикальном перемещении колесной пары вверх на величину Z_k рассмотрим треугольник $A_2 B B_1$ (рис. 2). Учитывая, что угол пово-

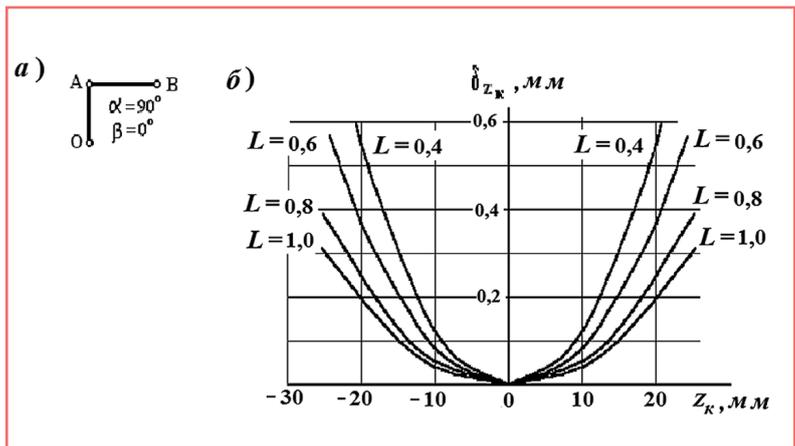


Рис. 3. Перемещения точки крепления идеально установленной реактивной тяги $\delta_{Z_k}^r$ от вертикальных перемещений колесной пары ($\pm Z_k$): а) положение реактивной тяги при $\alpha = 90^\circ$ и $\beta = 0^\circ$; б) зависимость $\delta_{Z_k}^r (Z_k)$ для различной длины реактивной тяги крепления осевого редуктора.

рота осевого редуктора $\varphi_{Z_k}^r$ вызванный перемещением Z_k отрицательный, а эксцентриситет e – величина постоянная, получим

$$\delta_{Z_k}^r = L \sin(\alpha - \beta) + Z_k \sin \beta - \sqrt{[L \sin(\alpha - \beta) + Z_k \sin \beta]^2 - (Z_k^2 - 2LZ_k \cos \alpha)}, \quad (2)$$

где α – угол наклона горизонтальной реактивной тяги AB к вертикали, проходящей через центр шарнирного соеди-

нения тяги с редуктором в точке A . Угол α положительный в том случае, если поворот центра шарнирного соединения редуктора с реактивной тягой A до совмещения с линией AB проходит в направлении принятого положительного угла поворота редуктора вокруг оси вращения колесной пары;

β – угол наклона линии центров OA от вертикали, проходящей через ось вращения колесной пары. Угол β поло-

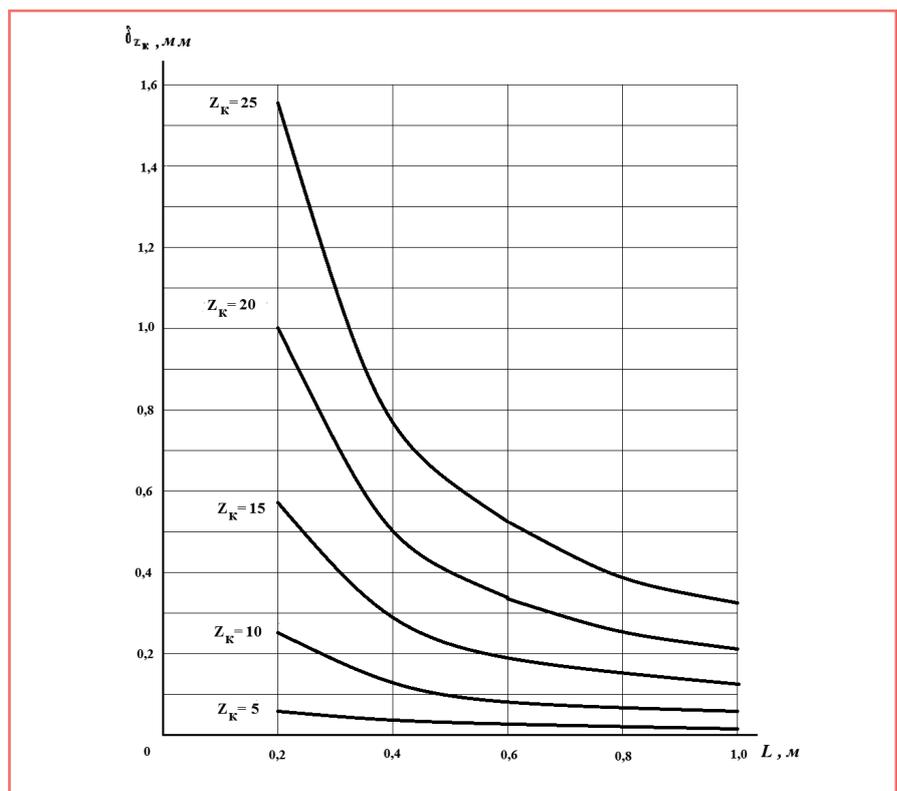


Рис. 4. Зависимости перемещения точки крепления идеально установленной горизонтальной реактивной тяги осевого редуктора от ее длины (L).

жительный, если поворот вертикальной линии, проходящей через ось вращения колесной пары O , до совмещения с линией центров OA проходит в направлении принятого положительного угла поворота редуктора вокруг оси вращения колесной пары.

Таким образом, можно записать, что угол поворота редуктора $\varphi_{Z_K}^r$, вызванный перемещением колесной пары Z_K , определяется выражением

$$\varphi_{Z_K}^r = \frac{\delta_{Z_K}^r}{O_1A_1} = \frac{\delta_{Z_K}^r}{OA} = \frac{\delta_{Z_K}^r}{H}. \quad (3)$$

Отметим, что величина перемещения точки соединения редуктора с реактивной тягой является функциональной зависимостью от нескольких переменных: $\delta_{Z_K}^r = f(Z_K, \alpha, \beta, L)$, а угол поворота редуктора относительно оси вращения колесной пары является функциональной зависимостью только двух переменных: $\varphi_{Z_K}^r = f(\delta_{Z_K}^r, H)$.

Упростим выражение (2) с учетом того, что α, β, L, H в конструкции постоянные и, ограничиваясь первыми двумя членами при разложении функции $\delta_{Z_K}^r(Z_K)$ по степени Z_K в ряд Маклорена, получим для анализа более удобное выражение:

$$\begin{aligned} \delta_{Z_K}^r &= \frac{\cos \alpha}{\sin(\alpha - \beta)} Z_K + \\ &+ \left(\frac{1}{2L \sin(\alpha - \beta)} + \frac{\sin \beta \cdot \cos \alpha}{L \sin^2(\alpha - \beta)} + \right. \\ &\left. + \frac{\cos^2 \alpha}{2L \sin^3(\alpha - \beta)} \right) Z_K^2. \end{aligned} \quad (4)$$

В теоретических исследованиях [2] и [3] подразумевается, что при расположении реактивной тяги с углом $\beta = 0^\circ$ поворот осевого редуктора от вертикальных перемещений колесной пары отсутствует. Однако в действительности угол поворота осевого редуктора даже с идеальной горизонтальной тягой ($\alpha = 90^\circ$ и $\beta = 0^\circ$), вызванный вертикальными перемещениями Z_K , во многом зависит от расстояния H и длины самой реактивной тяги L . В этом случае угол поворота осевого редуктора определяется выражением

$$\varphi_{Z_K}^r = \frac{1}{2HL} Z_K^2. \quad (5)$$

На рис. 3 и 4 приведены графики зависимостей и для редуктора с идеально установленной реактивной тягой (при $\alpha = 90^\circ$ и $\beta = 0^\circ$), построенные по выражению

$$\delta_{Z_K}^r = \frac{1}{2L} Z_K^2. \quad (6)$$

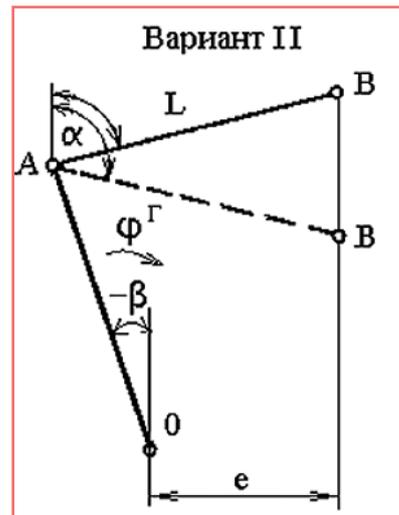
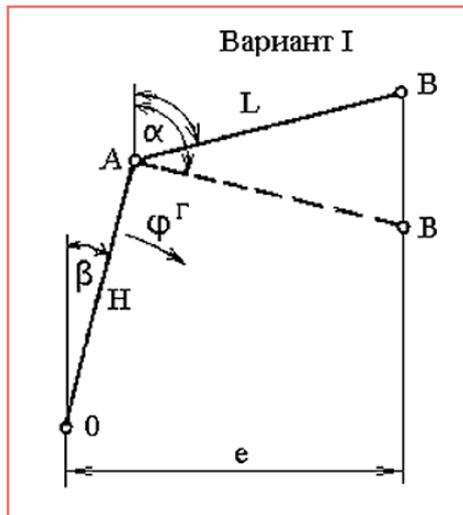


Рис. 5. Варианты схем пространственного расположения горизонтальных тяг осевого редуктора.

Конструктивные особенности рассматриваемого тягового привода состоят еще и в том, что во время движения локомотива вертикальная ось центров осевого редуктора OA при вертикальных перемещениях колесной пары может принять одно из двух положений: повернуться по часовой стрелке или против часовой стрелки на угол β , как показано на рис. 5.

Граничные значения углов α и β , в пределах изменения которых справедливы полученные формулы, для определения величины перемещения точки соединения осевого редуктора с реактивной тягой и угла поворота осевого редуктора:

вариант I

$$\arcsin \frac{e}{H+L} < |\alpha| < 180^\circ - \arcsin \frac{e}{H+L}$$

или $0^\circ < |\beta| < \arcsin \frac{e}{H+L}$;

вариант II

$$\arcsin \frac{e}{H} < |\alpha| < 180^\circ - \arcsin \frac{e}{L};$$

или

$$0^\circ < |\beta| < \arcsin \frac{L-e}{H}.$$

Анализ структуры зависимости (7–4) от вертикальных перемещений Z_K и графиков (рис. 3 и 4) показывает, что:

- зависимость $\delta_{Z_K}^r$ от вертикальных перемещений Z_K представляет квадратичную функцию и может быть записана в следующем виде:

$$\delta_{Z_K}^r = -a_z \cdot Z_K + b_z \cdot Z_K^2, \quad (7)$$

где a_z, b_z – коэффициенты линейного и квадратичного членов функции:

$$\begin{aligned} a_z &= \frac{\cos \alpha}{\sin(\alpha \mp \beta)}; \\ b_z &= \frac{1}{2L \sin(\alpha \mp \beta)} \mp \frac{\sin \beta \cos \alpha}{L \sin^2(\alpha \mp \beta)} + \\ &+ \frac{\cos^2 \alpha}{2L \sin^3(\alpha \mp \beta)}, \end{aligned} \quad (8)$$

Для варианта I схемы расположения реактивной тяги редуктора (рис. 5) следует оставлять знак минус, а для варианта II оставлять знак плюс.

Коэффициенты линейного и квадратичного членов функции a_z, b_z :

при $\alpha = 90^\circ$ и $\beta \neq 0^\circ, a_z = 0,$

$$b_z = \frac{1}{2L \cos \beta}.$$

при $\alpha \neq 90^\circ$ и $\beta = 0^\circ, a_z = \operatorname{ctg} \alpha,$

$$b_z = \frac{1}{2L \sin^3 \alpha};$$

- исследуемая зависимость нелинейна;

- значения функций $\delta_{Z_K}^r$ положительны при значениях аргумента $\pm Z_K$, так как выражение (6) является уравнением параболы, симметричной относительно оси ординат с вершиной в начале координат;

- величины $\delta_{Z_K}^r$ зависят от длины тяги L .

На практике при монтаже тягового привода имеет место отклонение реактивной тяги от идеального положения. Анализ выражений (7) и (8) показывает, что отклонения реактивной тяги от горизонтали ($\alpha \neq 90^\circ$) и линии центра редуктора от вертикали ($\beta \neq 0^\circ$) увеличивают значения коэффициентов a_{h_z} и b_{h_z} . С увеличением этих коэффициентов увеличиваются и $\delta_{Z_K}^r$, и $\varphi_{Z_K}^r$. Так, при наличии отклонения реактивной тяги

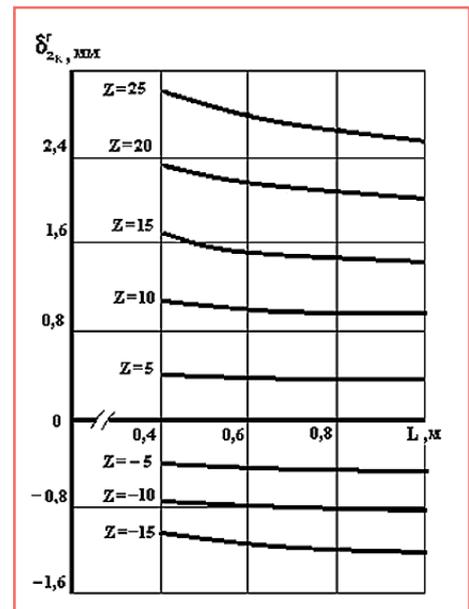
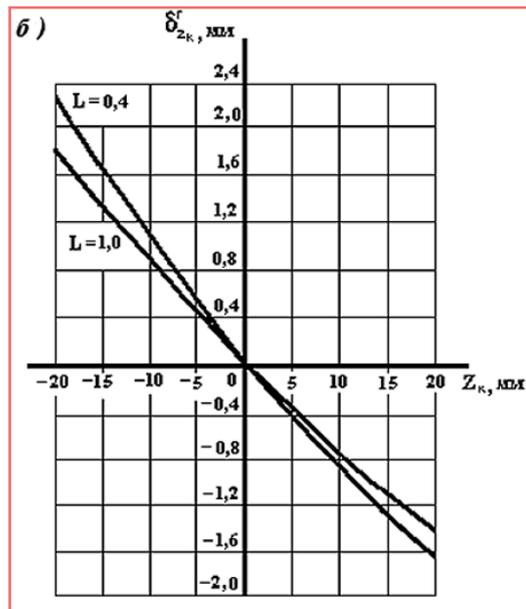
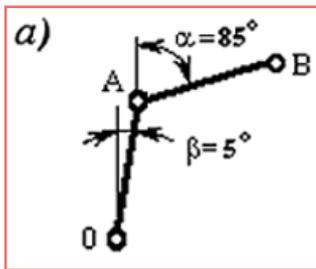


Рис. 6. Перемещения точки крепления реактивной тяги $\delta_{Z_k}^r$ с технологическими погрешностями при установке в тяговый привод от вертикальных перемещений колесной пары ($\pm Z_k$): а) положение реактивной тяги при $\alpha = 85^\circ$ и $\beta = 5^\circ$; б) зависимость $\delta_{Z_k}^r(Z_k)$ для различной длины реактивной тяги крепления осевого редуктора.

Рис. 7. Зависимость перемещения $\delta_{Z_k}^r$ точки соединения редуктора с горизонтальной реактивной тягой (А) при вертикальном перемещении колесной пары и от ее длины.

($\alpha = 85^\circ$ и $\beta = 5^\circ$) от идеального положения ($\alpha = 90^\circ$ и $\beta = 0^\circ$), зависимости $\delta_{Z_k}^r(Z_k, L)$ выглядят несколько иначе и представлены графически на рис. 6 и 7.

Из графиков, приведенных на рис. 6 и 7, следует, что при нарушении горизонтальности положения реактивной тяги, то есть когда $\alpha \neq 90^\circ$, в зависимости $\delta_{Z_k}^r(Z_k)$ (7) и в выражениях a_z и b_z , коэффициентов линейного и квадратичного членов (8) наибольшим влиянием обладает линейный член этих выражений.

В связи с вышеизложенным можно сделать следующие выводы:

- изменение направления вертикальных перемещений колесной пары Z_k вызывает изменения знака функции $\delta_{Z_k}^r$, следовательно, и направления поворота осевого редуктора;
- уменьшается нелинейность представленных зависимостей, а при значениях Z_k менее 10 мм эти зависимости можно считать условно линейными;
- функцию $\delta_{Z_k}^r(L)$ можно считать практически не зависящей от длины L ;
- при вертикальных перемещениях колесной пары Z_k незначительное отклонение тяги от идеального горизонтального положения вызывает дополнительное увеличение угла поворота редуктора относительно оси вращения колесной пары;
- величина перемещения точки соединения редуктора с реактивной тягой, установленной с технологическими

отклонениями (когда $\alpha \neq 90^\circ$, $\beta \neq 0^\circ$) от идеального положения ($\alpha = 90^\circ$, $\beta = 0^\circ$), изменяется от 1 до 9 раз для реальных значений L и H .

Конструкция индивидуального тягового привода колесных пар первого и второго типов локомотивов подразумевает наличие реактивной тяги, которая предназначена для компенсации опрокидывающего момента осевого редуктора с тяговым двигателем. Полученные кинематические зависимости и сделанные выводы для горизонтальных реактивных тяг осевых редукторов на примере тягового привода локомотивов с групповым приводом колесных пар справедливы и для экипажа локомотивов с индивидуальным приводом колесных пар.

Литература

1. Шаройко П.М., Серeda В.Т. Гидравлические передачи тепловозов. – М.: Транспорт, 1969. – 160 с.
2. Бирюков И.В. Об одной особенности группового привода с опорно-осевыми редукторами // Сб. науч. тр. МИИТа, 1973. – Вып. 445.
3. Бирюков И.В., Беляев А.И. и др. Тяговые передачи электроподвижного состава железных дорог. – М.: Транспорт, 1986. – 256 с.

Кручек Виктор Александрович

Родился в 1953 году. В 1976 году окончил Ленинградский институт инженеров железнодорожного транспорта по специальности «Инженер-механик». Доктор технических наук, профессор. В 2002 году защитил диссертацию по теме «Прогнозирование тягово-экономиче-

ских свойств группового тягового привода локомотива». Опыт работы – 38 лет. В настоящее время работает профессором кафедры «Локомотивы и локомотивное хозяйство» ПГУПС. Имеет 120 научных трудов и 20 патентов.

Евстафьев Андрей Михайлович

Родился в 1979 году. Выпускник Петербургского государственного университета путей сообщения. Кандидат технических наук, доцент. В 2005 году защитил кандидатскую диссертацию на тему «Электронные системы ослабления возбуждения тяговых двигателей электроподвижного состава». В настоящее время работает заведующим кафедрой «Электрическая тяга» ПГУПС. Автор более 100 печатных трудов и патентов.

Cruchek Victor

Was born in 1953. In 1976 he graduated from Leningrad State Transport University, specialty is «Mechanical engineer». Doctor of technical sciences, professor. In 2002 he defended a thesis, the theme is «Forecasting of Economic traction characteristics of locomotive's towline». 38 years of work experience. At present he works as a professor of «Locomotives and Locomotive's economy» department of Petersburg State Transport University. He has 120 academic papers and 20 patents.

Yevstafyev Andrey

Was born in 1979. He graduated from Saint Petersburg State Railway University. He is a candidate of Engineering, an associate professor. In 2005 he defended a Ph. D. thesis, the theme is «Electronic systems of activation reduction of electro movable vehicle's traction engine». At present he works as the head of «Electric traction» chair of PGUPS. He is an author of more than 100 printed works and patents.

Передача электрической энергии электромагнитными полями и их воздействие на окружающую среду

// Transmission of electrical energy by electromagnetic fields and environmental impact //

Бадёр М.П., д.т. н., профессор, МГУПС (МИИТ), г. Москва

В статье рассмотрены резонансные однопроводные системы, которые обеспечивают передачу электроэнергии по единственному, весьма тонкому проводнику с минимальными потерями энергии. Проведенные исследования показывают, что они являются высокотехнологичными энергосберегающими системами и открывают возможности для тотальной замены ими существующих многофазных высоковольтных ЛЭП. Приведена методика распространения электромагнитных колебаний вдоль линий электропитания и смежных линий, которая дает возможность проводить обоснование электромагнитной совместимости линий электропитания с окружающей средой, инфраструктурой, коммуникациями связи и цепями железнодорожной автоматики.

Ключевые слова: передача электрической энергии электромагнитными полями, резонансные однопроводные системы, высокотехнологичные энергосберегающие системы, распространение электромагнитных колебаний, электромагнитная совместимость.

Передачу электроэнергии по однопроводной линии впервые предложил и осуществил Никола Тесла. В 1893 году он показал, что нет необходимости использовать два проводника для передачи электрической энергии, и практически была обоснована передача энергии через одиночный проводник без возврата [1]. Его система включала источник мощных импульсов, который подключался к первичной обмотке трансформатора Теслы. Высоковольтный выход трансформатора через одиночный провод соединялся с входом приемного трансформатора. Эта идея лежит в основе принципа работы резонансной однопроводной линии электропередачи

Review of the resonant single-conductor systems that enable the transmission of electricity on a extremely thin single wires with minimal loss of energy. Researches have shown that they are a high-tech energy-saving systems, and offer opportunities for a total replacement of the existing multi-phase high-voltage power lines. The technique of propagation of electromagnetic waves along the power lines and related lines, which makes it possible to carry out study of electromagnetic compatibility of power supply lines to the environment, infrastructure, communications links and chains of railway automation.

Keywords: transmission of electrical energy by electromagnetic fields, resonant single-conductor systems, high-tech energy-saving system, the spread of electromagnetic waves, electromagnetic compatibility.

(РО ЛЭП) [2], которая включает источник электрической энергии, преобразователь частоты ПЧ1, резонансный контур (C1, T1), собственно однопроводную ЛЭП (в виде одиночного высоковольтного кабеля) ОЛ, приемный резонанс-

ный контур (C2, T2), преобразователь частоты ПЧ2, к которому присоединяется одно- или трехфазная нагрузка (рис. 1).

Источник электроэнергии – обычная трехфазная сеть либо, в автономных системах, генератор переменного тока повышенной частоты. ПЧ1 служит для преобразования напряжения промышленной частоты в напряжение повышенной частоты в пределах 1–100 кГц.

Напряжение расчетной повышенной частоты подается в резонансный контур, включающий конденсатор C1 и модифицированный трансформатор Теслы T1. При расчетном соотношении индуктивностей «первичной» и «вторичной» обмоток и емкостей, включающих также и межвитковую емкость трансформатора T1, при соответствующей частоте в последнем возникает резонанс напряжений. Условие возникновения резонанса в системе определяется общеизвестным выражением $T = \sqrt{LC}$.

При этом обязательно выполнение условия равенства произведений индуктивностей и емкостей в передающем и приемном контурах: $L_1 C_1 = L_2 C_2$.

Ток в высоковольтной обмотке смещен по отношению к напряжению на 90 град. Один вывод этой обмотки может быть заземлен либо свободен. К другому выводу присоединяется одиножильный кабель ОЛ расчетной длины. Длина ОЛ, включая длины кабеля, высоковольтных обмоток передающего и приемного трансформаторов, должна соответствовать целому числу полуволн $\lambda/2$ либо

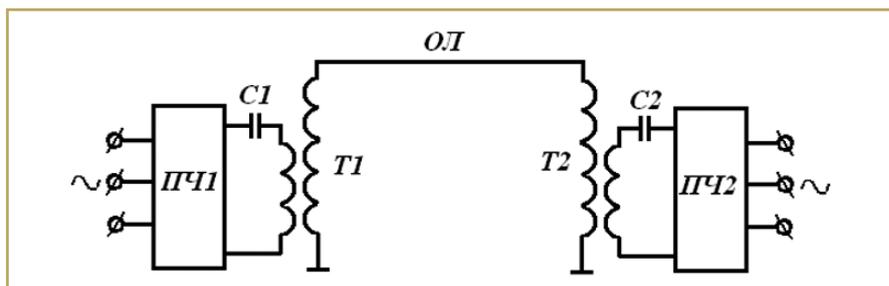


Рис. 1. Схема резонансной однопроводной ЛЭП.

четверти волны тока. Длина линии l , резонансная частота f_0 , длина волны λ и скорость ее распространения c_n связаны соотношениями $l = n \lambda / 2$; $f_0 = c_n / 2l$; $\lambda = 2l / n$, где n – натуральное число: 1, 2, 3, 4... Выходное напряжение передающего трансформатора Теслы равно напряжению линии и находится в зависимости от передаваемой мощности и частоты в пределах от единиц до 100 кВ и более.

Конец линии ОЛ присоединяется к входу высоковольтной обмотки приемного трансформатора Теслы Т2, также работающего в резонансном режиме с частотой f_0 . К его «первичной» («низковольтной») обмотке подключают преобразователь частоты ПЧ2, на выходе которого получается требуемое трехфазное напряжение промышленной частоты.

Область частот 1–100 кГц наиболее пригодна для передачи электрической энергии по однопроводному волноводу в силу ограничений, которые накладывают потери на излучение из-за антенного эффекта.

При указанных выше соотношениях в линии возникают падающая и отраженная волны и, как результирующая, стоячая волна. Стоячие волны напряжения u и реактивного тока i_p резонансной линии длиной l_n показаны на рис. 2.

Для случая, приведенного на рис. 2, длина линии l_n равна двум длинам волн 2λ . Например, при частоте 1 кГц $\lambda = 300$ км, следовательно, $l_n = 600$ км.

Пучности реактивного тока i_p линии наблюдаются в точках 1, в том числе на зажимах источника электроэнергии и на зажимах электроприемника. В точках 1 имеются узлы напряжения u , в том числе в начале линии и в ее конце. Другими словами, потенциалы в начале линии и ее конце равны нулю. Поэтому начала высоковольтных обмоток трансформатора

могут быть заземлены, что обычно и делается на практике.

Трансформаторы, используемые в рассматриваемой системе, выполнены в виде многослойной высоковольтной катушки, поверх которой наматываются несколько витков толстой первичной обмотки, поэтому традиционное для трансформатора Теслы условие неравенства взаимных индуктивностей первичной и вторичной обмоток не выполняется, то есть $L_{12} \approx L_{21}$.

Поскольку резонансная однопроводниковая линия разомкнута, в ней нет активного тока, следовательно, электрические потери в линии можно принимать равными нулю. Ток линии является реактивным током перезарядки собственной емкости линии или, по Максвеллу, током смещения.

В принципе, передача электроэнергии от передающего трансформатора Теслы к приемному может осуществляться по сколь угодно тонкому проводу, а также и без провода.

Этот опыт в известной мере проясняет сущность разрядного реактивного тока или тока смещения, который генерируется трансформатором Теслы, передается в виде стоячей волны и преодолевает в данном случае два воздушных промежутка: большой – между двумя трансформаторами Теслы, и малый – между трансформатором и цилиндром.

Указанные явления имеют место только в линии, длина которой кратна длине полуволны или четверти волны тока. Именно в такой линии возникает стоячая волна как результат сложения падающей и отраженной волн. Резонанс, необходимый для возбуждения трансформаторов Теслы, обеспечивает с одной стороны максимальную отдачу энергии, с другой – появление в линии преимущественно либо исключительно реактивного тока, который не связан с джоулевыми потерями в обмотках трансформаторов и в линии. Это возможно в том случае, когда ток полностью или почти полностью выходит за пределы проводника и не вза-

имодействует, как это принято считать, с кристаллической решеткой металла провода. На то обстоятельство, что основные электромагнитные процессы при «протекании» тока происходят не в проводе, а в пространстве вокруг него, указывал еще академик В.Ф. Миткевич в своем классическом труде «Магнитный поток и его преобразования».

Стоячая волна передающей антенны (волновода) представляет собой совокупность непрерывно сменяющих друг друга положительных и отрицательных зарядов с длиной волны λ . Эти заряды поляризуют окружающее пространство, вызывая в нем появление объемных, соответственно, отрицательных и положительных зарядов, следующих вдоль волновода от источника к приемнику друг за другом.

Основное отличие РО ЛЭП от передающей антенны или волновода заключается в разнице частот. При радиочастотах происходит излучение энергии, тогда как при частотах в диапазоне 1–100 кГц излучение РО ЛЭП ничтожно мало, а энергия передается вдоль провода к приемнику. В системе РО ЛЭП совокупность непрерывно сменяющих друг друга положительных и отрицательных зарядов, пространственно напоминающих вихревые тороиды, движется вдоль волновода. В какой-то мере этот процесс иллюстрирует рис. 3. Внутренний диаметр тороида близок к диаметру провода, а внешний определяется, по нашему мнению, частотой, величиной напряжения и плотностью зарядов внутри вихря или, другими словами, величиной тока смещения. Ток смещения однопроводной линии можно в первом приближении определить выражением [2] $i_c = 2p (C_0/CT) dr/dz$, где p – объемный заряд, К; C_0 – емкость линии, Ф; C – скорость распространения волны, м/с; T – период волны, с; z – координатная ось линии.

Каждый из движущихся объемных зарядов обладает собственным магнитным полем, как это условно представлено на рис. 3а, причем полюса этих динамических магнитов в узлах тока одноименные. На рис. 3б показаны тороиды 1, 2 и 3, которые опять-таки условно могут дать представление об увеличении объемных зарядов (то есть увеличении пучности тока) и соответствующих магнитных полей по мере роста реактивного тока и, соответственно, передаваемой мощности.

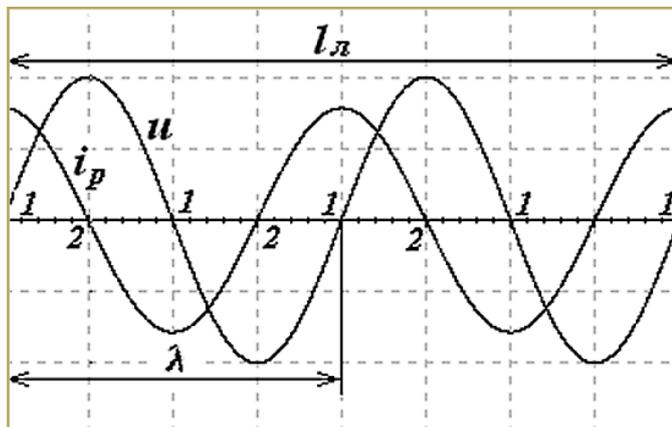


Рис. 2. Стоячие волны напряжения и тока резонансной линии.

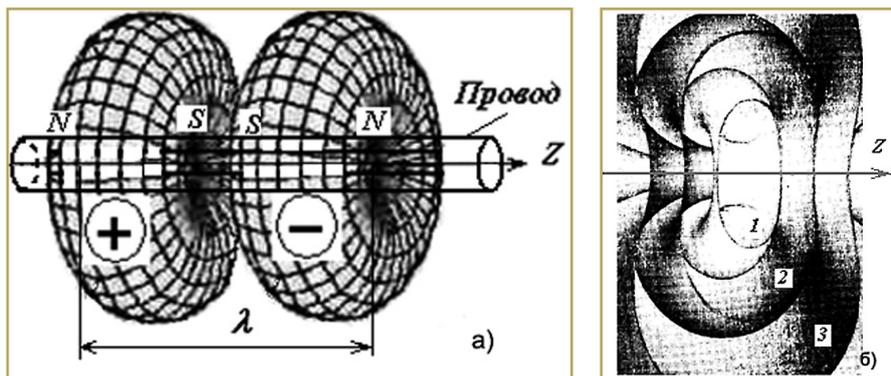


Рис. 3. Модели движения зарядов и магнитных полей вдоль проводника РО ЛЭП.

Поверхности тороидов 1, 2, 3 и т.д. можно представить как совокупность «эквипотенциальных» магнитных силовых линий. Эти магнитные поля, с одной стороны, как бы «упаковывают» каждый объемный заряд, а с другой стороны – в силу взаимного отталкивания магнитных полюсов и отталкивания всего пакета от источника энергии – обеспечивают движение вдоль провода с осью Z со скоростью $c_n = 2 l f_0$. Генерирование такого рода тороидальных вихрей разноименных зарядов с собственными магнитными полями обеспечивает, как отмечал еще Тесла, безвозвратную передачу электроэнергии от источника к приемнику.

Таким образом, в случае с РО ЛЭП мы имеем дело с продольными волнами, которые проходят не по сечению провода, а вдоль его поверхности, не входя в него. Из этого, в частности, следует, что для РО ЛЭП не имеют принципиального значения активное сопротивление провода и его сечение, то есть в качестве проводника для нее можно использовать, например, тонкий стальной провод или трос, заключенный в изолирующую оболочку либо подвешенный на высоковольтных изоляторах, как это делал Тесла.

В то же время для процессов передачи электроэнергии по этой линии значение имеют ее собственная емкость и частота. Другими словами, однопроводная линия при идеальной настройке в номинальном режиме ведет себя как проводник без потерь. Для подтверждения этого представления при передаче по опытной резонансной линии электроэнергии мощностью 30 кВт использовался, наряду с кабелем с диаметром жилы 1,3 мм, кусок провода диаметром 0,08 мм, который не испытывал существенного нагрева.

Отмеченные особенности объясняют и весьма высокие плотности передаваемой мощности и тока, невозможные

в обычных ЛЭП. Так, эффективная плотность тока в линии при передаваемой мощности 20 кВт составила 600 А/мм², а удельная электрическая мощность, передаваемая по линии, – 4 МВт/мм². Изложенные особенности позволяют считать, что РО ЛЭП – это линия, обладающая высокотемпературной квазисверхпроводимостью [2].

Очевидно, при высоких частотах волны будут излучаться в окружающее пространство, как это происходит в обычной передающей антенне. Однако в указанном выше диапазоне частот эти потери невелики. Исследования [2] показали, что потери на излучение для линии, передающей 20 кВт, при частоте 3,4 кГц составили всего 102 Вт, то есть $P_{изл} = 0,005 P_n$.

В целом потери в системе РО ЛЭП складываются из электрических потерь в преобразователях ПЧ1 и ПЧ2 и потерь на излучение. КПД современных преобразователей весьма высок. Поэтому интегральный КПД РО ЛЭП в сравнении с обычной ЛЭП может достигать до 94–96%. Потери в системе существенно снижаются, если в качестве источника электроэнергии непосредственно используется генератор повышенной частоты (1–50 кГц), приводимый во вращение первичным двигателем – дизелем или турбиной.

РО ЛЭП состоит из простых и надежных узлов. Воздушный трансформатор Теслы во всех отношениях проще и дешевле масляного. Применение генераторов повышенной частоты могло бы исключить преобразователи частоты и приблизить КПД РО ЛЭП к величинам порядка 98–99%. Но и с применением ПЧ РО ЛЭП обеспечивают колоссальную экономию электроэнергии. Одножильный кабель, уложенный в землю, требует минимального отвода земли и не сопряжен с экологическими проблемами.

РО ЛЭП обеспечивают высокую надежность электроснабжения, поскольку в них в принципе невозможно межфазное короткое замыкание. Кабельным РО ЛЭП не страшны стихийные бедствия: снегопад, гололед, ветер и т.д. Капитальные затраты на сооружение таких систем в несколько раз меньше, чем для обычных высоковольтных ЛЭП. РО ЛЭП – это высоковольтные системы; они хороши в качестве распределительных сетей. Однако наиболее эффективными из-за малых потерь являются дальние и сверхдальние РО ЛЭП. Такой подход может изменить идеологию энергоснабжения народного хозяйства: генерирующие мощности можно будет располагать непосредственно у месторождений, а вместо энергоносителей с их громоздкими и крайне дорогими системами транспортировки передавать электрическую энергию как наиболее универсальную для использования по простой и надежной РО ЛЭП на любые расстояния с минимальными издержками.

В электротехнике общепринято анализировать распространение волн вдоль линии на основе решения телеграфных уравнений. Представляя телеграфные уравнения в матричной форме [3], можно применить специфические матричные методы решения, которые хорошо реализуются на ЭВМ.

Определение телеграфных уравнений в матричной форме выглядит следующим образом.

Обозначим столбцовые матрицы напряжений и токов в проводах:

$$\|U\| = \begin{pmatrix} U_1 \\ \vdots \\ U_n \end{pmatrix}, \quad \|I\| = \begin{pmatrix} I_1 \\ \vdots \\ I_n \end{pmatrix}. \quad (1)$$

Представим уравнение для комплексной амплитуды потенциала k -го провода

$$U_k = \frac{j}{2\pi \cdot \varpi \cdot \epsilon_0} \sum_{i=1}^n N_{ik} \frac{dI_i}{dx} \quad (k = 1, 2, \dots, n) \quad (2)$$

и уравнение

$$\sum_{i=1}^n B_{ik} \cdot I_i = 0 \quad (k = 1, 2, \dots, n), \quad (3)$$

где I_i – ток в i -м проводе; ω – круговая частота;

$$\begin{aligned} B_{kk} &= -\xi \cdot N_{kk} + F_{kk} + M_k; \\ B_{ik} &= -\xi \cdot N_{ik} + F_{ik}; \end{aligned} \quad (4)$$

$$N_{ik} = \ln \frac{r'_{ik}}{r_{ik}}; N_{kk} = \ln \frac{2h_k}{r_k}; \quad (5)$$

$$r_{ik} = \sqrt{(h_i - h_k)^2 + (b_i - b_k)^2}$$

$$r'_{ik} = \sqrt{(h_i + h_k)^2 + (b_i - b_k)^2}; \quad (6)$$

$$F_{ik} = 2 \int_0^\infty \frac{1}{v + \sqrt{v^2 - (k_3^2 - k_0^2)}} \times e^{-v(h_p + h_{ik})} \cdot \cos v(b_p - b_{ik}) \cdot dv; \quad (7)$$

$k_i = \omega \cdot \sqrt{\epsilon_i \mu_i}$ – волновое число;
в матричной форме

$$\|U\| = \frac{j}{2\pi \cdot \omega \cdot \epsilon_0} \|N\| \frac{d}{dx} \|I\|; \quad (8)$$

$$\|B\| \|I\| = 0, \quad (9)$$

где $\|N\|$ – квадратная симметричная ($N_{ik} = N_{ki}$) матрица, члены которой определяются формулами (5);

$\|F\|$ – квадратная симметричная матрица, члены которой определяются выражением (7);

$\|M\|$ – диагональная матрица, ее члены определяются формулами

$$M_k = \frac{2\pi}{j\omega\mu_0} Z_{k \text{ внутр}}; \quad (10)$$

$$Z_{k \text{ внутр}} = \frac{k_1 \rho_1 J_0(k_1 r_1)}{2\pi \cdot r_1 J_1(k_1 r_1)}; \quad (11)$$

J_0 и J_1 – функции Бесселя 1-го рода нулевого и 1-го порядков (индексы «1» при k , ρ и r показывают, что эти величины относятся к первому проводу).

После дифференцирования (8) по X

$$-\frac{d}{dx} \|U\| = -\frac{\gamma^2}{k_0^2} \cdot \frac{j\omega\mu_0}{2\pi} \|N\| \|I\|. \quad (12)$$

Умножив уравнение (9) на величину $\frac{j\omega\mu_0}{2\pi}$ и сложив результат с правой частью (12), получим

$$-\frac{d}{dx} \|U\| = \|Z\| \|I\|. \quad (13)$$

Здесь квадратная симметричная матрица погонных сопротивлений линии

$$\|Z\| = \frac{j\omega\mu_0}{2\pi} (\|N\| + \|F\| + \|M\|). \quad (14)$$

В этом выражении матрица $\|N\|$ характеризует внешние собственные и взаимные индуктивные сопротивления проводов при идеальной проводимости земли, матрица $\|F\|$ – дополнительные внешние собственные и взаимные сопротивления проводов, возникшие из-за конечной проводимости земли, а матрица $\|M\|$ – собственные внутренние сопротивления проводов.

Из уравнения (8) получим

$$-\frac{d}{dx} \|I\| = \|Y\| \|U\|. \quad (15)$$

Здесь квадратная симметричная матрица погонных проводимостей земли

$$Y = 2\pi\epsilon_0 j\omega \cdot \|N\|^{-1}, \quad (16)$$

где $\|N\|^{-1}$ – матрица, обратная матрице $\|N\|$.

Итак, из уравнений Максвелла получены обычные телеграфные уравнения линии (13) и (15) в матричной форме.

Для решения уравнений (13) и (15) преобразуем их, исключая из них матрицы токов и напряжений:

$$\frac{d^2 \|U\|}{dx^2} = \|P\| \|U\|;$$

$$\frac{d^2 \|I\|}{dx^2} = \|P'\| \|I\|, \quad (17)$$

где обозначено

$$\|P\| = \|Z\| \|Y\|; \|P'\| = \|Y\| \|Z\|. \quad (18)$$

Штрих сверху – знак транспозиции матрицы.

Решение уравнения (17) в матричном виде для напряжений на проводах n -проводной линии, написанное по аналогии с решением для двухпроводной линии, имеет вид

$$\|U\| = e^{-|\Gamma|x} \|B_1\| + e^{|\Gamma|x} \|B_2\| = \|U_{\text{пад}}\| + \|U_{\text{отр}}\|. \quad (19)$$

Здесь квадратная недиагональная матрица коэффициентов распространения

$$\|\Gamma\| = (\|Z\| \|Y\|)^{\frac{1}{2}}, \quad (20)$$

где $e^{-|\Gamma|x}$, $e^{|\Gamma|x}$ – экспоненциальные функции от квадратной матрицы, которые также являются квадратными матрицами; $\|B_1\|$, $\|B_2\|$ – столбцовые матрицы постоянных интегрирования.

Главной трудностью является вычисление функции от матрицы. Для этого предварительно необходимо определить все собственные значения матрицы $\|P\|$, то есть найти все коэффициенты распространения волновых каналов. Однако непосредственная диагонализация этой матрицы связана с серьезными вычислительными трудностями, так как коэффициенты распространения различных волновых каналов мало отличаются по модулю друг от друга. Решение существенно упрощается, если преобразовать матрицу $\|P\|$ так, чтобы при диагонализации получать матрицу не коэффициентов распространения, а малых относительных поправок, учитывающих влияние потерь.

Из уравнений (18), (14) и (16) следует

$$\|P\| = \gamma^2 (\|1\| + \|T\|), \quad (21)$$

$$\text{где } \|T\| = (\|F\| + \|M\|) \|N\|^{-1} \quad (22)$$

$\|1\|$ – диагональная единичная матрица.

Подставляя выражения (21) в уравнение

$$\|\lambda\|^{-1} \|P\| \|\lambda\| = \|\gamma^2\|, \quad (23)$$

где $\|\gamma^2\|$ – диагональная матрица собственных значений;

$\|\lambda\|$ – квадратная матрица собственных векторов, получаем

$$\|\lambda\|^{-1} \|T\| \|\lambda\| = \|\xi\|, \quad (24)$$

где диагональная матрица малых относительных поправок, которая определена как матрица собственных значений матрицы $\|T\|$

$$\|\xi\| = \frac{1}{\gamma_0^2} \|\gamma^2\| - \|1\|. \quad (25)$$

Диагонализация этой матрицы производилась по алгоритму COMLR2. Смысл этого алгоритма заключается в следующем. Сначала исходная матрица приводится к верхнетреугольной матрице (форме Хесенберга). Затем вычисляются собственные значения и собственные векторы произвольной матрицы (n^*n).

Из выражения (25) получаем

$$\|\gamma^2\| = \gamma_0^2 (\|\xi\| + \|1\|), \quad (26)$$

где коэффициент распространения линии без потерь

$$\gamma_0 = jk_0$$

$$(k_0 = \omega \sqrt{\epsilon_0 \mu} = \frac{2\pi}{3} 10^{-8} f). \quad (27)$$

Используя выражение для вычисления функции от матрицы (20), можно записать

$$\|\Gamma\| = \|\lambda\| \|\gamma\| \|\lambda\|^{-1}, \quad (28)$$

где $\|\gamma\|$ – диагональная матрица, члены которой являются квадратными корнями из членов матрицы $\|\gamma^2\|$.

Квадратная матрица фазных волновых сопротивлений вычисляется по формуле

$$\|Z_0\| = \|\Gamma\|^{-1} \|Z\|. \quad (29)$$

При $x = l$ и $x = 0$ из уравнений (19) с использованием (29) имеем:

$$\left. \begin{aligned} \|U_k\| &= e^{-|\Gamma|l} \|B_1\| + e^{|\Gamma|l} \|B_2\| \\ \|Z_0\| \|I_k\| &= e^{-|\Gamma|l} \|B_1\| - e^{|\Gamma|l} \|B_2\| \end{aligned} \right\}; \quad (30)$$

$$\left. \begin{aligned} \|U_k\| &= \|B_1\| + \|B_2\| \\ \|Z_0\| \|I_k\| &= \|B_1\| - \|B_2\| \end{aligned} \right\}. \quad (31)$$

Определяя матрицы B_1 и B_2 из уравнений (25) и подставляя результаты в (31), после преобразования получаем матричные телеграфные уравнения фазных токов и напряжений в начале и конце симметричного многополюсника, где

$$\begin{aligned} \text{ch}\|\Gamma\|I &= \|\lambda\|\text{ch}\|\gamma\|I\|\lambda\|^{-1} \\ \text{sh}\|\Gamma\|I &= \|\lambda\|\text{sh}\|\gamma\|I\|\lambda\|^{-1}. \end{aligned} \quad (32)$$

Связь между напряжениями и токами в начале и конце многопроводной линии (в общем случае $2n + 1$ -полюсника) может быть представлена разными типами матричных уравнений, из которых наиболее употребляемыми являются

$$\left. \begin{aligned} \|U_H\| &= \|A_{11}\| \|U_K\| + \|A_{12}\| \|I_K\| \\ \|I_H\| &= \|A_{21}\| \|U_K\| + \|A_{22}\| \|I_K\| \end{aligned} \right\}; \quad (33)$$

$$\left. \begin{aligned} \|I_H\| &= \|Y_{11}\| \|U_H\| + \|Y_{12}\| \|U_K\| \\ \|I_K\| &= \|Y_{21}\| \|U_H\| + \|Y_{22}\| \|U_K\| \end{aligned} \right\}; \quad (34)$$

$$\left. \begin{aligned} \|U_H\| &= \|Z_{11}\| \|I_H\| + \|Z_{12}\| \|I_K\| \\ \|U_K\| &= \|Z_{21}\| \|I_H\| + \|Z_{22}\| \|I_K\| \end{aligned} \right\}. \quad (35)$$

Поскольку все эти уравнения могут описывать один и тот же $2n + 1$ -полюсник, между блоками матриц $\|A\|$, $\|Y\|$ и $\|Z\|$ существует линейная зависимость. Так, например, можно записать

$$\left. \begin{aligned} \|Y_{11}\| &= \|A_{22}\| \|A_{12}\|^{-1} \\ \|Y_{12}\| &= \|A_{21}\| - \|A_{22}\| \|A_{12}\|^{-1} \|A_{11}\| \\ \|Y_{21}\| &= \|A_{12}\|^{-1} \\ \|Y_{22}\| &= -\|A_{12}\|^{-1} \|A_{11}\| \end{aligned} \right\}. \quad (36)$$

Известно, что цепочечное соединение многополюсников удобнее всего описывается зависимостью типа $\|\hat{A}\|$, параллельное – зависимостью $\|Y\|$, последовательное – зависимостью типа $\|Z\|$.

Для однотипного соединения m -полюсников результирующая матрица эквивалентного многополюсника определяется

$$\|A_{\text{рез}}\| = \prod_{i=1}^m \|A_i\|. \quad (37)$$

Для того чтобы рассчитать величины токов и напряжений полюсов $2n + 1$ -полюсника, необходимо задать для него граничные условия. В наиболее общем виде граничные условия на входе и на выходе $2n + 1$ -полюсника задаются с помощью полных $n + 1$ -полюсников, активных для передающего и пассивных для приемного конца.

Нагрузка представляется в виде матрицы, которая выглядит следующим образом:

$$Y = \begin{pmatrix} \sum_{i=1}^n Y_{1i} & -Y_{12} & \dots & \dots & -Y_{1n} \\ -Y_{12} & \sum_{i=1}^n Y_{2i} & \dots & \dots & -Y_{2n} \\ \vdots & \vdots & & & \vdots \\ \vdots & \vdots & & & \vdots \\ -Y_{n1} & -Y_{n2} & & & \sum_{i=1}^n Y_{ni} \end{pmatrix}, \quad (38)$$

где $-Y_{ki} = Y_{ik}$ – проводимость между k -м и i -м полюсами $n + 1$ -полюсника.

В общем виде нагрузка задается с помощью элементов R , L и C .

Выражение для матричной входной проводимости запишется

$$\|Y_{\text{BX}}\| = (\|A_{21}\| + \|A_{22}\| \|Y_K\|) \times (\|A_{11}\| + \|A_{12}\| \|Y_K\|)^{-1}. \quad (39)$$

Схема полного активного $n + 1$ -полюсника отличается от схемы пассивного тем, что его ветви содержат источники ЭДС или источники тока.

Таким образом, зная входную проводимость линии (39), можно получить напряжение в ее начале:

$$\|U_H\| = (\|1\| + \|Z_T\| \|Y_{\text{BX}}\|)^{-1} \|E\|, \quad (40)$$

и далее можно определить все оставшиеся токи и напряжения в начале и конце линии:

$$\|U_K\| = (\|A_{11}\| + \|A_{12}\| \|Y_K\|^{-1}) \cdot \|U_H\|; \quad (41)$$

$$\|I_H\| = (\|A_{21}\| + \|A_{22}\| \|Y_K\|) \cdot \|U_K\|; \quad (42)$$

$$\|I_K\| = \|Y_K\| \|U_K\|. \quad (43)$$

При заданной схеме транспозиции можно написать следующие равенства:

$$\left. \begin{aligned} \|U_H\| &= \|N_T\| \|U_K\| \\ \|I_H\| &= \|N_T\| \|I_K\| \end{aligned} \right\}, \quad (44)$$

где $\|N_T\|$ – матрица n -го порядка идеального преобразователя напряжений (токов).

В матрице $\|N_T\|$ элементы, лежащие на пересечении i -й строки и k -го столбца (i – номер провода до транспозиции, k – после транспозиции), равны единице, а остальные равны нулю.

Так как транспозиция не накладывает никакой связи между матрицами напряжений и токов проводов, то матрицы типа $\|\hat{A}\|$ для транспозиции имеют квазидиагональную структуру:

$$\left. \begin{aligned} \|\hat{A}_{11}\| &= \|N_T\|; \quad \|\hat{A}_{12}\| = 0 \\ \|\hat{A}_{21}\| &= 0; \quad \|\hat{A}_{22}\| = \|N_T\|. \end{aligned} \right\} \quad (45)$$

В исходные данные вносятся расчетная схема замещения. Определяются для данной схемы конкретные значения

параметров ветвей нагрузки и источников напряжения, а также характеристики проводов линий.

Зная токи и напряжения в любой заданной точке резонансной однопроводной линии, по методике, изложенной в [4], определяются наведенные напряжения в смежной линии и электромагнитное влияние на коммуникации связи и цепи железнодорожной автоматики.

Выводы

Резонансные однопроводные системы обеспечивают передачу электроэнергии по единственному, весьма тонкому проводнику с минимальными потерями энергии. Они являются высокотехнологичными ресурсо- и энергосберегающими системами и открывают возможности для тотальной замены ими существующих многофазных высоковольтных ЛЭП.

Методика распространения электромагнитных колебаний вдоль линий электроснабжения и смежных линий дает возможность проводить обоснование электромагнитной совместимости линий электроснабжения с окружающей средой, инфраструктурой, коммуникациями связи и цепями железнодорожной автоматики.

Литература

1. Tesla N. World System of wireless Transmission of Energy. Telegraph and Telephone Age, Oct, 16. 1927. Published in a book: Nikola Tesla. Selected works. Articles. Beograd, 1999, p. 280.
2. Стребков Д.С., Некрасов А.И. Резонансные методы передачи и применения электрической энергии. Изд. 3-е. М.: ГНУ ВИЭСХ, 2008. 352 с.
3. Бадер М.П. Электромагнитная совместимость. Учебник для вузов. – М.: Транспорт, 2002, 640 с.

Бадёр Михаил Петрович

Родился в 1947 году. В 1975 году окончил Московский институт инженеров транспорта (МИИТ) по специальности «Энергоснабжение электрифицированных железных дорог». Доктор технических наук, профессор. В 1999 году защитил докторскую диссертацию на тему «Электромагнитная совместимость тягового электроснабжения с линиями связи, устройствами железнодорожной автоматики и питающими электросетями». В настоящее время работает в МИИТе, заведует кафедрой «Электроэнергетика транспорта». Имеет более 300 научных трудов и патентов.

Badior Mikhail

Was born in 1947. In 1975 he has graduated from the Moscow State University of Railway Engineering (MIIT) with a specialization in «Power supply of the electrified railways». Ph. D. in Technical Sciences, professor. In 1999 he has defended a Ph. D. thesis on a topic «Electro-magnetic compatibility in traction power supply system with feeders, railway automatic equipment and supply lines». Now he is working in MIIT, head of the Dept. «Electric power engineering of transport». He has more than 300 treatises and patents.

Сведения об авторах

К. т. н., профессор
Баженов Юрий Васильевич
+7-4922-53-34-97

К. т. н.
Коняхин Сергей Федорович
+7-495-980-65-00

Киселев Максим Дмитриевич
+7-925-263-42-77

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

Д.т.н., профессор
Савоськин Анатолий Николаевич
+7-903-278-42-50

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

Д.т.н., профессор
Космодамианский Андрей
Сергеевич
+7-909-915-72-63

Д.т.н., профессор
Кручек Виктор Александрович
+7-812-457-85-36

Д.т.н., профессор
Бадер Михаил Петрович
+7-495-684-22-87

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 18%

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, 557-23-95,

e-mail: npptez@mail.ru;

– через ОАО «Агентство Роспечать» – по Каталогу изданий органов научно-технической информации 2016 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.