



Nº 4(12) 2012

Периодичность - 4 выпуска в год

#### РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ ЖУРНАЛА

**4. Бокарев Сергей Александрович** – проректор по научной работе СГУПСа, д.т.н., профессор

**6. Каргапольцев Сергей Константинович** – проректор по научной работе ИрГУПСа, д.т.н.,

зам. генерального директора ОАО «ВНИИЖТ»,

**9. Серенко Андрей Федорович** – проректор по научной работе ДВГУПСа, д.т.н.,

7. Косарев Александр Борисович –

8. Косых Анатолий Владимирович – проректор по научной работе ОмГТУ, д.т.н.,

10. Чугуй Юрий Васильевич -

РФ (Новосибирск).

зав. лабораторией конструкторско-

технологического института научного

профессор, заслуженный деятель науки

11. Шантаренко Сергей Георгиевич –

Захаренко Елена Игоревна

ответственный секретарь (Омск).

приборостроения СО РАН, д.т.н.,

д.т.н., начальник НИЧ

ОмГУПСа (Омск).

д.т.н., профессор (Москва).

доцент (Хабаровск).

профессор (Омск).

**5. Бирюков Виталий Васильевич** – проректор по научной работе СибАДИ, д.э.н.,

(Новосибирск).

профессор (Омск).

профессор (Иркутск).

 Галнев Ильхам Исламович – главный редактор, президент ОмГУПСа, д.т.н., профессор, заслуженный деятель науки и техники РФ.
 Черемисин Василий Титович – зам. главного редактора, проректор по научной работе и инновациям ОмГУПСа, д.т.н., профессор.
 Володин Александр Иванович – первый проректор ОмГУПСа, д.т.н., профессор, заслуженный деятель науки РФ.

#### СОДЕРЖАНИЕ

#### Подвижной состав железных дорог

Авилов В. Д., Исмаилов Ш. К. Решение проблемы оптимизации коммутационного	
процесса в электрических машинах постоянного тока	2
Бородин А. В., Вельгодская Т. В., Белоглазова Н. А. Разработка стенда с силовым фрикционным нагружением	9
Ланковцев В Т Якушин Р Ю Фоменко В К Титанаков Л А Совершенствование	
стационарного прогрева систем тепловозных дизелей от тепловой энергии котельных	13
Установок	15
капралова М. А. Оценка аэродинамических своиств токоприемника при его проектировании	19
Кодылев А. В. Анализ напряженно-деформированного состояния корпуса автосцепки	
CA-3	25
Обрывалин А. В. Восстановление профиля катания вагонных колес повышенной	
твердости с эксплуатационными дефектами термомеханического происхождения	30
Ражковский А. А., Ядуванкин В. В. Обоснование условий обработки железнодорожных	
колес повышенной твердости	35
Рогилев В. М. Использование Г-образных антени с траншейным заземлением для	
поездной радиосвязи	43
Сидоров О. А., Смердин А. Н., Емельянов М. В. Адаптация математической модели	
универсального измерительного токоприемника для исследования системы токосъема	
на линии Москва – Санкт-Петербург	51
Халиков К. Р. Выравнивание жесткости контактной подвески в пролетах анкерного	
частка	58
Харламов В. В., Школун П. К., Афонин А. П. Формирование эффективного множества	
лиагностических параметров лля контроля технического состояния коллекторно-	
шеточного узла тяговых электролвигателей в условиях неилентичности коммутацион-	
ных циклов	. 69
Хоменко А. П., Елисеев С. В. Нетралиционные полхолы к построению математических	
молелей механических колебательных систем с рычажными связями	
Чепурко А. Е. Регулирование аэролинамической польемной силы токоприемника в	
пропессе его взаимолейтсвия с контактной полвеской	. 87
Testere the beamtest in the noning in the noning beach in the second sec	

#### Транспортная энергетика

#### Информационные технологии, автоматика, связь, телекоммуникации

Елизарова Ю. М., Слептерева Н. К. Моделирование средствами Matlab/Simulink работы	
аппаратного комплекса для поиска мест повреждения кабелей	122

129

АННОТАЦИИ .....

### ANS-SIBERIAN EXPRESS

i C

Научно-технический журнал «Иввестия Транссиба» Учредитель: Омский государственный университет путей сообщения 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35 Тсп./факс: (3812) 31-13-44; с-mail: nauka@omgups.ru УДК 621.313.2.014

В. Д. Авилов, Ш. К. Исмаилов

### РЕШЕНИЕ ПРОБЛЕМЫ ОПТИМИЗАЦИИ КОММУТАЦИОННОГО ПРОЦЕССА В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИНАХ ПОСТОЯННОГО ТОКА

В статье проведен анализ решения проблемы оптимизации коммутационного процесса в электрических машинах постоянного тока.

Задача оптимизации коммутационного процесса в коллекторных электрических машинах (ЭМ) возникла практически с появлением их промышленного производства. Методы проверки и регулировки дополнительных полюсов (ДП) в ЭМ, как отмечал профессор М. Ф. Карасев [1], В. Т. Касьянов разделял на следующие три основные группы в порядке возрастающей практической пригодности: метод потенциальных щеточных диаграмм, метод тока искрения и метод безыскровых зон.

Для того времени такая классификация была вполне обоснованной в соответствии с уровнем исследований и техническими возможностями.

Классификацию методов наладки и настройки коммутации, по мнению профессора М. Ф. Карасева, следует провести на основе тех требований, которые должны предъявляться к этим методам с точки зрения полноты и четкости решения вопросов, связанных с обеспечением наилучших возможных условий коммутации. Такими позволяющими более полно и четко решать поставленную задачу являются следующие требования.

1. При проведении наладки и настройки коммутации машин постоянного тока (МПТ), метод должен обеспечить выявление характера искрения щеток (пере-, недокоммутация), без чего в ряде случаев нельзя правильно решать вопросы, связанные с настройкой коммутации.

2. Метод должен дать не только суждение о качестве работы ДП, но и четкие выводы о необходимых количественных изменениях тока обмотки этих полюсов или числа витков ее для обеспечения наименьшего искрения.

3. При проведении настройки ДП необходимо иметь совершенно ясное представление о степени искрения щеток при различных токах нагрузки в стационарном режиме.

4. В тех случаях, когда ЭМ предназначается для работы с резкими переходными режимами, необходимо обеспечить суждение о характере коммутации во время переходных процессов.

5. Метод настройки коммутации должен обеспечить проведение работ для получения наименьшего искрения и в таких случаях, когда при малых нагрузках или даже при холостом ходе имеется очень слабое искрение щеток.

Вполне понятно, что при наладке коммутации не всегда целесообразно выполнять все указанные требования, так как столь широкая программа исследований ЭМ требует достаточно сложной аппаратуры и много времени. Подобного рода обследование ЭМ необходимо проводить лишь тогда, когда более простые методы не дают желаемых результатов. Что же касается крупных ЭМ, предназначенных для работы в весьма тяжелых условиях коммутации, то в таких случаях наиболее полное обследование в соответствии со всеми указанными выше требованиями обеспечит более точную и быструю наладку коммутации.

Уже в 50-х – 60-х г. прошлого столетия были предложены методы, которые, по мнению М. Ф. Карасева, можно было свести в следующие группы: а – потенциальные щеточные диаграммы; б – способы настройки коммутации при посредстве U-образных кривых; в – способ настройки по безыскровым зонам В. Т. Касьянова и его модификации; г – метод реактивного треугольника А. Я. Бергера; д – метод Е. М. Синельникова и А. Г. Назикяна.

Предложенные способы и методы настройки коммутации не имели теоретического обоснования и разрабатывались на основе физического подхода к оптимальным условиям коммутации.

Начало теоретическому обоснованию способа оптимизации коммутационного процесса на стадии проектирования и практической реализации было положено с разработкой теории оптимальной коммутации.

В соответствии с положением теории оптимальной коммутации [1, 2] оптимальная ее настройка соответствует условию (рисунок 1):

$$\frac{di_c}{dt} \approx 0; \quad i_2 \approx 0 \quad \text{при } t \to T, \tag{1}$$

где *i*<sub>c</sub> и *i*<sub>2</sub> – ток секции и на сбегающем крае щетки; *T* – расчетный период коммутации.



Рисунок 1 – Коммутация: 1 - оптимальная; 2 - недокоммутация; 3 – перекоммутация

Поиск оптимальных условий коммутации на практике сводится к определению минимального уровня искрения. По существу необходимо добиваться минимального значения показателя условий коммутации, при этом настройка коммутации производится с учетом определенных значений степени неидентичности.

Неидентичность коммутационных циклов (НКЦ) определяется не только явлениями, присущими преобразованию энергии в МПТ, но и определенными технологическими отклонениями и асимметрией машины. Данный момент имеет существенное значение, так как оценка влияния тех или иных технологических отклонений или асимметрии позволит определить допустимые нормы условий коммутации.

Число факторов, воздействующих на процесс коммутации, велико. Теоретические исследования их влияния на коммутацию производились путем вариации отдельного параметра. Экспериментально выделить влияние отдельных факторов сложно, а порой и невозможно.

Предложено множество факторов свести к минимальному их числу [3], т. е. объединить их в группы с одним

обобщенным показателем α<sub>i</sub> и произвести агрегирование. В основу агрегирования положено равнозначное физическое действие группы факторов на процесс коммутации. Такой путь решения вопроса дает возможность внести обобщенные параметры в математическую модель коммутационного процесса, оценить влияние на условия коммутации отдельной группы факторов.

При множественном щеточном перекрытии система уравнений в матричной форме приняла вил:

$$\frac{dY}{dx} = M_V^{-1}(x)F_V(x, Y, \alpha, m), \tag{2}$$

где У – векторы неизвестных токов сбегающего края щеток в относительных единицах; *М*<sub>v</sub>(*x*) – матрица коэффициентов взаимных индуктивностей на интервале интегрирования  $(x_{y-1}, x_y)$ ;  $F_y$  – вектор нелинейных функций, соответствующий интервалу  $(x_{y-1}, x_y)$ ; x – координата времени в относительных единицах; α – вектор обобщенных параметров неидентичности коммутации; *т* – соотношение коммутирующей и реактивной ЭДС секции.

Фактически на условия коммутации накладываются ограничения, каждое из которых имеет свое значение и физический смысл [1-3]. Условие  $di_c/dt = 0$  обеспечивает к моменту завершения коммутации отсутствие реактивной ЭДС, а  $i_2 \approx 0$  – отсутствие тока в контакте при разрыве коммутируемого контура. Бескомпромиссное выполнение этих требований обеспечивает наилучшие условия коммутации, которые могут быть выполнены при определенном соотношении ЭДС вращения и реактивной ЭДС секций. Следовательно, потребова-



лось решить двухкритериальную задачу, которая для каждой секции должна удовлетворять условию:

$$\begin{vmatrix} \frac{di_c}{dt} \\ i_2 \end{vmatrix} \implies \text{MUH} \quad \Pi \text{PU} \quad t \to T.$$

$$(3)$$

Двухкритериальная задача (3) решалась на основе принципа Парето. Экспериментатор может отдать предпочтение любому из них, т. е. вступает в силу компромисс. Если эти два условия достигаются в одной точке какого-то пространства, то задача нахождения минимума сводится к выполнению одного из критериев. В случае их несовпадения в одной точке появляется множество решений (множество Парето) в области между минимальными значениями каждого из критериев. Тогда любое решение множества Парето будет удовлетворять условию (3), в этом случае экспериментатор принимает волевое решение в суженных рамках на основании результатов эксперимента или из условий задач исследования.

Для поиска оптимальных условий коммутации при численном методе решения системы уравнений (2) предложено использовать критерий с его минимизацией в виде линейной свертки Лагранжа:

$$\Phi(\alpha_i^0, m)_{t \to T-0} = \lambda K_{\phi}^2 \sum_{j=1}^K y_j^2 + (1-\lambda) \sum_{j=1}^K \left(\frac{dy_j}{dx}\right)^2 \to \min,$$
(4)

где K – число секций;  $\Phi(\alpha_i^0, m)$  – параметр, оценивающий условия коммутации на его завершающей стадии;  $\alpha_i^0$  – начальные значения обобщенных параметров неидентичности коммута-

ции, при которых обеспечиваются оптимальные условия коммутации;  $\lambda$  – коэффициент, определяющий весомость каждого критерия при оптимальной настройке коммутации;  $K_{\phi}$  – масштабный коэффициент.

Предложенный в задаче (3) подход к оптимизации коммутационного процесса на стадии расчета указывает на то, что предложенные В. П. Толкуновым и О. Г. Вегнером критерии имеют право на существование, но только каждый из них – в своем диапазоне мощностей электрической машины. Минимум значения (4) позволяет найти оптимальное значение параметра *m*. Анализ выражения (4) показывает, что при  $\lambda = 1$  получаем критерий, предложенный профессором В. П. Толкуновым [4]. При  $\lambda = 0$  обеспечивается ступень малого тока по О. Г. Вегнеру [5]. Строгое выполнение обоих условий обеспечивает нулевое значение функционала  $\Phi(\alpha_i^0, m)$ .

Для примера на рисунке 2 приведены расчетные кривые по (4) для электрической машины с реактивной ЭДС секции  $E_p = 1,25$  В. Эти кривые имеют вид *U*образных, в которых минимальное их значение соответствует оптимальным условиям коммутации, т. е. оп-



Nº 4(12)

2012

тимальному соотношению коммутирующей  $E_{\kappa}$  и реактивной  $E_{\rm P}$  ЭДС, и ускоренной коммутации (m > 1).

В основе предложенного подхода оптимизации коммутационного процесса на стадии проектирования лежат условия минимального значения суммарного тока разрыва коммутируемых секций за один оборот коллектора с учетом неидентичности, тем самым обеспечива-

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

ется минимальный эрозионный износ пары скользящего контакта. Следовательно, переходя к практической реализации оптимизационной задачи, необходимо производить измерение этого тока разрыва или измерение любого другого сигнала, отражающего эту величину тока разрыва, и добиваться минимального значения этой величины соответствующей настройкой дополнительных полюсов.

Степень износа контактной пары определяется интенсивностью дуговых разрядов в процессе токосъема на вращающемся коллекторе. Ставится задача минимизации объема материала эрозионного износа:

$$V = \gamma q = \gamma \sum_{i=1}^{N} q_i \to \min,$$
(5)

где  $\gamma$  – постоянная материала, м<sup>3</sup>/(A·c); q – суммарное количество электричества, прошедшего через дуговые разряды за рассматриваемый временной интервал, А.с. Рассматривая завершающий этап коммутации с дуговым искрением (рисунок 3) записываем:



Рисунок 3 - Завершающий этап коммутации с дугообразованием: 1 - ток разрыва секции;2 - напряжение дуги

$$\tau_{\mu i} = \frac{L_{p}}{U_{\mu}} i_{pi}; \quad a \ q_{i} = \frac{1}{2} i_{pi} \tau_{\mu i}$$
$$. \ q_{i} = \frac{1}{2} \frac{L_{p}}{U_{\mu}} = i_{pi}^{2} \text{ или } q_{i} = \frac{1}{2} \frac{U_{\mu}}{L_{p}} = \tau_{pi}^{2}.$$

Выражение (5) после преобразований имеет вид:

$$V = \frac{\gamma L_{\rm p}}{2U_{\rm p}} \sum_{i=1}^{N} i_{\rm pi}^2 , \qquad (6)$$

или

$$V = \frac{\gamma U_{\mathcal{A}}}{2L_P} \sum_{i=1}^{N} \tau_{\mathcal{A}i}^2 , \qquad (7)$$

где N – общее количество дуговых разрядов за временной интервал измерения.

Следовательно, из (5) вытекает необходимость поиска таких условий коммутации, при которых обеспечиваются минимальные суммарные значения

$$\sum_{i=1}^{N} i_{pi}^{2} \rightarrow \min \text{ или } \sum_{i=1}^{N} \tau_{\mu i}^{2} \rightarrow \min.$$
 (8)

Как доказано в [3] условие (8) выполняется при  $\sum_{i=1}^{N} i_{pi} = 0$  или  $\sum_{i=1}^{N} \tau_{\pi i} = 0$ . Такой вариант возможен в

двух случаях: при отсутствии тока разрыва вообще или в положении, при котором суммы токов разрыва разной полярности (от недо- и перекоммутации) равны.

Базируясь, например, на индикаторе искрения со вспомогательной щеткой-датчиком на сбегающем крае основной (прибор типа ПКК), показания которого определяются условием

$$A = \frac{K_1}{T_{\mu}} \int_{0}^{T_{\mu}} u_{\mu M} dt = \frac{K_1 L_p}{T_{\mu}} \sum_{i=1}^{N_{\mu}} i_{pi} , \qquad (9)$$

оптимальную настройку коммутации для любых режимов работы электрической машины можно определить условием:

Nº 4(12) ИЗВЕСТИЯ Транссиба 2012

$$\sum_{j=1}^{X} \int_{0}^{T_{j}} A_{j} dt = 0,$$
(10)

где временной интервал исследования разбивается на x участков длительностью  $T_j$  каждый с характерным режимом работы (наброс и сброс нагрузки, стационарный режим, режимы по скорости и т. д.);  $A_j$  – показания индикатора искрения на j-м участке.

Условие (10) записано для общего случая, оно имеет ряд частных решений. Например, для стационарного режима это условие сводится к равенству:

$$\int_{0}^{I_{\Pi}} A_{\Pi K} dt = \int_{0}^{I_{\Pi}} A_{HK} dt$$
 или  $A_{\Pi K cp} = A_{H K cp},$  (11)

где  $A_{\Pi K}$ ,  $A_{HK}$  – показания прибора от пере- и недокоммутации;  $T_{\Pi}$  – временной интервал с установившимся режимом.

Накладывая различные постоянные составляющие тока подпитки дополнительных полюсов на фактический режим работы электрической машины, можно построить *U*-образную зависимость суммарного уровня искрения от этого тока подпитки, по которой определяются оптимальные условия работы коллекторно-щеточного узла.

Предложенный метод оптимизации коммутационного процесса с учетом реальных условий эксплуатации электрической машины был широко апробирован на различных объектах: прокатных станах, горнодобывающей технике, тяговых электрических двигателях подвижного состава железных дорог, приводах шинной промышленности, на испытательных стендах заводов-изготовителей, в локомотивных ремонтных депо и на объектах специального назначения.

Далее обратим внимание на особенности оптимизации коммутационного процесса тяговых электродвигателей подвижного состава железнодорожного транспорта.

Тяговые электрические машины (ТЭМ) подвижного состава относятся к электрическим машинам, работающим в более тяжелых условиях по сравнению с их аналогами других видов транспорта, а именно: с частыми изменениями режимов нагрузки; частоты вращения; магнитного потока главных полюсов; вибрацией колесно-моторного блока (КМБ) в вертикальной и горизонтальной плоскости и т. п. Разнообразие режимов работы тяговых электродвигателей (ТЭД) в условиях эксплуатации делает задачу обеспечения их коммутационной устойчивости и надежности чрезвычайно сложной. Поэтому ТЭД должны обеспечивать в условиях широкого регулирования частоты вращения и нагрузки устойчивую коммутацию в следующих режимах: в двигательном (тяговом) режиме при полном и ослабленном поле главных полюсов; в генераторном, при реостатном торможении (с самовозбуждением и независимым возбуждением); в генераторном, при рекуперативном торможении; в переходных режимах (потеря – восстановление питания, толчок напряжения, короткое замыкание и т. д.).

Дополнительное существенное ухудшение коммутации проявляется при питании ТЭД пульсирующим током на электровозах переменного тока. Все это безусловно влияет на процесс коммутации. В свою очередь предварительная настройка коммутации также оказывает существенное влияние на работу ТЭД.

Тяговым электрическим машинам в процессе деповского ремонта уделяется достаточно большое внимание. Однако цифры по отказам ТЭД свидетельствуют о том, что требуется улучшение качества ремонта. У 30 – 40 % ТЭД в связи со значительными нарушениями в технологии сборки магнитной системы качество коммутации превышает предельно допустимую ГОСТ 183-74 норму – 1½ балла, а кратковременно при переходных режимах допускается степень искрения в 2 балла. Работа при степенях искрения 2 и 3 не допускается продолжительно, так как после такого искрения требуется дополнительная чистка щеткодержателей и коллектора от подгара, а иногда такое искрение может приводить к круговым огням по коллектору с серьезными повреждениями электрической дугой ТЭД.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

Выходом из существующей ситуации является повышение требований при проведении приемо-сдаточных испытаний ТЭД с соответствующей организацией испытаний в условиях ремонтных локомотивных депо, с внедрением методов и технологий наладки коммутации с применением комплекса приборов по диагностированию.

Опыт работы с прибором ПКК-2М в депо Московка, Нижнеудинск, Тайга и других показал его соответствие заявленным требованиям. Обслуживающий персонал испытательных станций достаточно легко и просто освоил методику работы с прибором. Время испытаний и количество труда с применением предлагаемого прибора заметно сокращаются по сравнению с принятой визуальной оценкой и тем более по сравнению с применением для снятия



Рисунок 4 – Трехмерная модель коммутационных свойств ТЭД ТЛ-2К1

безыскровых зон метода В. Т. Касьянова подпитки-отпитки дополнительных полюсов.

Речь идет о том, что каждое депо специализируется на ремонте определенных типов ТЭД, которые проходят обязательные коммутационные испытания. Проводить для каждого ТЭД дополнительную процедуру подпитки-отпитки дополнительных полюсов достаточно затратно. Это можно осуществлять при острой необходимости. Для повышения качества первоначальных (стендовых) условий коммутации автором работы [6] предложен метод, получивший широкое применение на сети железных дорог. На основании методов математической статистики им построена так называемая трехмерная математическая модель коммутационных свойств для ТЭД ТЛ-2К1 и НБ-418-К6 (рисунок 4). Полученная модель наиболее полно характеризует коммутационные

свойства ТЭД ТЛ-2К1.

На основе указанной модели предложены расчетные выражения для корректировки зазоров под дополнительными полюсами:

$$\delta_{2}^{\prime} = 2 \,\delta_{2} \,(\Theta - 1) \,I_{a} \,(\theta_{0}^{"} + \theta_{1}^{"}I_{a}^{} + \theta_{2}^{"}I_{a}^{2}) / \{ 2 \,I_{a} \,(\Theta - 1) \,(\theta_{0}^{"} + \theta_{1}^{"}I_{a}^{} + \theta_{2}^{"}I_{a}^{2}) \pm \\ \pm \Theta \,\{ - (\theta_{0}^{\prime} + \theta_{1}^{\prime}I_{a}^{} + \theta_{2}^{\prime}I_{a}^{2}) \pm (\theta_{0}^{\prime} + \theta_{1}^{\prime}I_{a}^{} + \theta_{2}^{\prime}I_{a}^{2})^{2} - \\ - 4 \,(\theta_{0}^{"} + \theta_{1}^{"}I_{a}^{} + \theta_{2}^{"}I_{a}^{2}) \,(\theta_{0}^{} + \theta_{1}I_{a}^{} + \theta_{2}^{\prime}I_{a}^{2} - A_{\Pi K/HK})]^{\frac{1}{2}} \} \};$$
(12)

или при перекоммутации:

$$\dot{\delta_2} = K_{\Pi \kappa} \cdot \dot{\delta_2}; \ \dot{\delta_2} = (1,17 + A_{\Pi \kappa} \cdot 10^{-4}) \cdot \delta_2;$$
(13)

при недокоммутации:

$$\dot{\delta_2} = K_{\rm HK} \cdot \dot{\delta_2}; \ \dot{\delta_2} = 0,25 \ (3,4 - A_{\rm HK} \cdot 10^{-4}) \cdot \delta_2, \tag{14}$$

где  $\delta_2'$  – рекомендуемая величина зазора между сердечником ДП и остовом ТЭД, мм;  $\delta_2$  – существующий зазор, мм;  $K_{\rm HK}$ ,  $K_{\rm IIK}$  – соответственно коэффициенты недо- или перекоммутации, зависящие от уровня искрения  $A_{\rm IIK/HK}$ . Коэффициенты  $K_{\rm HK}$  и  $K_{\rm IIK}$  определяются в зависимости от зафиксированного при испытаниях уровня искрения: при недокоммутации – по рисунку 5, при перекоммутации – по рисунку 6.

В локомотивных ремонтных депо Московка, Тайга, Нижнеудинск и других наблюдения за работой ТЭД ТЛ-2К1, НБ-418К6 в эксплуатации проводились длительное время, за которое собран обширный статистический материал о полных и частичных отказах ТЭД в зависимости от условий эксплуатации и качества настройки коммутации.



В работе [7] дано распределение ТЭД по качеству настройки коммутации и приведен анализ отказов ТЭД по причинам коммутационной природы, показавший, что отказы этого рода зависят непосредственно от качества коммутации.

Для нормирования качества коммутации ТЭМ электровозов постоянного и переменного

тока необходимо определить допустимое значение фактора искрения по методике, приведенной в работе [8]. При стендовых коммутационных испытаниях ТЭД ТЛ-2К1 установлено, что при среднем напряжении импульсов искрения до 0,25 В или 500 усл. ед. по прибору ПКК-2М подгара коллекторных пластин не происходит. Износ коллектора при работе в длительном номинальном режиме нагрузки составил 0,3 мм на 100 тыс. км пробега. Это обеспечивает работу ТЭД без обточки коллекторов до планового ремонта с выкаткой двигателей. Средний износ щеток при таком искрении составил 2,0 мм на 10 тыс. км пробега, что удовлетворяет требованиям эксплуатации. При интен-



Рисунок 5 – Зависимость коэффициента К<sub>НК</sub> от уровня искрения щеток ТЭД ТЛ-2К1

сивности искрения, превышающей указанное значение, наступает подгар коллекторных пластин, соединенных с последними секциями паза. При этом резко возрастает износ коллектора и щеток, усиливается загрязнение межламельных промежутков, повышающее вероятность появления перебросов и круговых огней по коллектору.

Известно, что наладку и настройку коммутации по методу безыскровых зон В. Т. Касьянова ведут по соответствующей схеме, с помощью которой для различных нагрузочных то-

ков устанавливают значения токов подпиткиотпитки ДП либо до появления искрения, либо искрение доводят до уровня определенной балльности. На основе полученных значений токов подпитки-отпитки при различных токах нагрузки строят график либо безыскровой зоны, либо зоны, соответствующей определенной степени искрения щеток.

Данный метод настройки коммутации получил преимущественное распространение, так как зона подпитки, определенная непосредственно по искрению щеток, дает возможность определить не только параметры ДП, но и площадь безыскровой зоны или зоны той или иной балльности искрения, т. е. является хорошим показателем коммутационной устойчивости машины.



Рисунок 6 – Зависимость коэффициента К<sub>ПК</sub> от уровня искрения щеток ТЭД ТЛ-2К1

Nº 4(12)

2012

В результате получения *U*-образных кривых уровня искрения от тока подпитки-отпитки ДП при различных токах нагрузки получаем серию *U*-образных кривых. Затем, зная, что интенсивность искрения соответствует в условных единицах баллам по ГОСТ 183-74, производим сечение всей серии *U*-образных кривых, например, при 150, 500 и 1800 усл. ед. В результате при 150 усл. ед. получаем зону темной коммутации либо искрение определенной балльности, а по развалу и по основанию *U*-образных кривых можно с полной уверенностью судить о коммутационной устойчивости ЭМ не только в стационарных режимах, но и в переходных.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

#### Список литературы

1. Карасев, М. Ф. Коммутация коллекторных машин постоянного тока [Текст] / М. Ф. Карасев. – М.: Госэнергоиздат, 1961. – 224 с.

2. Карасев, М. Ф. Дальнейшее развитие теории оптимальной коммутации машин постоянного тока [Текст] / М. Ф. Карасев, В. П. Беляев, В. Н. Козлов / Омский ин-т инж. ж.-д. трансп. – Омск, 1967. – Вып. 78. – 176 с.

3. Авилов, В. Д. Методы анализа и настройки коммутации машин постоянного тока [Текст] / В. Д. Авилов. – М.: Энергоатомиздат, 1995. – 237 с.

4. Толкунов, В. П. Теория и практика коммутации машин постоянного тока [Текст] / В. П. Толкунов. – М.: Энергия, 1979. – 224 с.

5. Вегнер, О. Г. Теория и практика коммутации машин постоянного тока [Текст] / О. Г.Вегнер. – М.-Л.: Госэнергоиздат, 1961. – 272 с.

6. Исмаилов, Ш. К. Настройка коммутации тяговых электродвигателей ТЛ-2К1 электровозов ВЛ10: Методика и технология корректировки зазоров под дополнительными полюсами тяговых электродвигателей ТЛ-2К1 [Текст] / Ш. К. Исмаилов / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск, 2000. – 28 с.

7. Исмаилов, Ш. К. Повышение ресурса изоляции электрических машин подвижного состава: Монография [Текст] / Ш. К. Исмаилов. – Омск, 2007. – 391 с.

8. Авилов, В. Д. Методика нормирования качества коммутации в тяговых электрических машинах [Текст] / В. Д. Авилов, Ш. К. Исмаилов // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск, 2012. – № 2 (10). – С. 2 – 7.

9. Харламов, В. В. Применение теории подобия при моделировании износа коллекторнощеточного узла тягового электродвигателя [Текст] / В. В. Харламов, П. К. Шкодун, А. В. Долгова // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск, 2011. – № 4 (8). – С. 57 – 62.

10. Харламов, В. В. Диагностирование состояния коммутации коллекторных электродвигателей с использованием прибора ПКК-5М [Текст] / В. В. Харламов, П. К. Шкодун, А. П. Афонин // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск, 2011. – № 3 (7). – С. 52 – 57.

УДК 621.822.6

А. В. Бородин, Т. В. Вельгодская, Н. А. Белоглазова

#### РАЗРАБОТКА СТЕНДА С СИЛОВЫМ ФРИКЦИОННЫМ НАГРУЖЕНИЕМ

Описана оригинальная конструкция устройства для экспериментальных исследований, включающая в себя узел радиального нагружения в виде упругого кольца постоянного или переменного сечения.

В практике нашли применение устройства, например, для испытания подшипников качения, в которых радиальное и осевое нагружение осуществляется ручными винтовыми и поршневыми насосами, посредством которых создается необходимое давление масла. Используются также стенды с рычажной системой нагружения, в которой радиальное нагружение производится грузами через рычаги и передается на консольно установленные подшипники, осевое же нагружение на них обычно осуществляется пружинами [1 – 4]. Получили распространение стенды, в которых радиальная нагрузка создается с помощью гидростатической системы и передается на корпус испытываемых подшипников через поршень рабочего цилиндра [5]. Используемые устройства включают в себя источник питания и передаточные механизмы к испытательным головкам, что усложняет их конструкцию. Кроме этого требуются дополнительные устройства для имитации пульсационного нагружения и регулирования скорости вращения подшипников и не предусмотрена возможность испытания подшипников в различных рабочих средах. Это снижает технические возможности



ИЗВЕСТИЯ Транссиба

стендов для испытания подшипников качения. Авторами разработан стенд, в котором эти недостатки сведены к минимуму.

Разработанное устройство включает в себя герметичный корпус, в котором размещены испытываемые подшипники и узел радиального нагружения, выполненный в виде упругого кольца, контактирующего с ведущим валом и втулками испытываемых подшипников [6]. Для создания пульсации радиального нагружения упругое деформированное кольцо может быть выполнено с переменным радиальным сечением.

Стенд для испытания подшипников качения (рисунок 1) содержит корпус 1, в котором размещены упругое кольцо 22, контактирующее с ведущим валом 14 посредством ролика 20 и втулками 3 и 19 испытываемых подшипников 2 и 18. Каждый испытываемый подшипник установлен на цапфе 16, выполненной эксцентрично относительно оси вала 6, размещенного через уплотнительное кольцо 4 и втулки скольжения 5 в опорах 7, герметично закрепленных на корпусе 1. К корпусу 1 герметично крепится крышка 23. На другом конце вала 6 закреплено червячное колесо 9, находящееся в зацеплении с червяком 8, с помощью которого можно установить требуемое радиальное нагружение путем деформирования кольца 22. Ролик 20 прикреплен к ведущему валу, один конец которого через уплотнительное кольцо 10 посажен в подшипник 11 в корпусе 1 и соединяется с полумуфтой 12, а другой конец – в подшипник 21 в крышке 23. Вал 14 ролика 20 через вторую полумуфту 15 соединен с валом электродвигателя 13. Для создания пульсирующего нагружения упругое кольцо 22 может быть выполнено с переменным радиальным сечением. До установки кольца 22 производится его тарировка, заключающаяся в приложении контролируемой нагрузки к втулкам, имитирующим ролик 20 и втулки 3 и 19, и контроле геометрического размера деформированного кольца, например, его максимального наружного размера.

Перед началом работы на стенде производится настройка радиального нагружения испытываемых подшипников 2 и 18 путем деформации упругого кольца 22 на требуемую величину поворотом эксцентриковых цапф 16 с помощью червячных пар. При включении электропривода 13 через полумуфты 12 и 15 приводится во вращение ведущий вал 14, который посредством ролика 20 за счет сил трения приводит в движение деформированное упругое кольцо 22 и втулки 3 и 19 испытываемых подшипников. По условиям испытания герметичный корпус 1 можно заполнить через клапан 17 рабочей средой, например, инертным газом, жидким смазочным материалом, и установить требуемое нагружение испытываемых подшипников 2 и 18 упругим кольцом 22 путем поворота цапф 16 на различные углы с помощью червячных пар.



Рисунок 1 – Продольный разрез стенда (а) и его поперечное сечение (б)

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

Изложим методику расчета прочности и несущей способности фрикционной передачи с упругим кольцом, используя теоретические положения работ [7 - 9]. Ввиду симметрии действия радиальных сил *P* на кольцо со стороны втулок расчетная схема кольца представлена в виде полукольца со средним радиусом *R*, высотой сечения *h* и шириной *b* (рисунок 2). Уравнение продольных перемещений сечений полукольца имеет вид:

$$W(\phi) = D_1(\phi - \sin\phi) + D_2\left(1 - \cos\phi - \frac{\phi}{2}\right) + D_3\left(\phi - \frac{3}{2}\sin\phi + \frac{\phi}{2}\cos\phi\right) + \frac{PR^3}{EI_x}\left[1 - \cos(\phi - \alpha) - \frac{\phi - \alpha}{2}\sin(\phi - \alpha)\right],$$
(1)

где Е – модуль упругости материала колец;

*I<sub>x</sub>* – момент инерции сечения полукольца;

*V*( $\phi$ ) – радиальное перемещение оси полукольца;

 $\Theta(\phi)$  – угол поворота сечения полукольца;

*Q*( $\phi$ ) – поперечная сила в сечении полукольца;

*f* – коэффициент трения в сопряжении «кольцо – вал».

Коэффициенты  $D_1, D_2, D_3$  определяются из следующей системы граничных уравнений:

$$\begin{cases}
W(\pi) = 0; \\
\Theta(\phi) = \left(W(\phi) + W^{II}(\phi)\right) / R; \\
\Omega(\phi) = EI_x \left(W^{II}(\phi) + W^{IV}(\phi)\right) / R.
\end{cases}$$
(2)



Рисунок 2 – Расчетная схема кольца

Решение системы (2) дает следующие выражения для коэффициентов:

$$\begin{cases}
D_{1} = \frac{PR^{3}}{EI_{x}} \left[ \frac{(\pi - \alpha)\sin\alpha + \cos\alpha - 1}{\pi} \right]; \\
D_{2} = -\frac{PR^{3}}{EI_{x}}\cos\alpha; \\
D_{3} = \frac{PR^{3}}{EI_{x}} \frac{\pi - \alpha}{\pi}\sin\alpha.
\end{cases}$$
(3)

Радиальное перемещение полукольца определяется как

$$\Delta_{\mathbf{p}} = V(\phi = \alpha) = -W^{I}(\phi = \alpha).$$
(4)



ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Подставляя коэффициенты  $D_1, D_2, D_3$  в уравнение (4), получаем:

$$\Delta_{\rm p} = \frac{PR^3}{EI_x} \left[ \left( \frac{1}{\pi} - \frac{\alpha}{2} \right) \cos^2 \alpha - \frac{\alpha \left( \pi - \alpha \right)}{2\pi} \sin^2 \alpha - \frac{\pi}{2} \cos \alpha + \frac{\sin \alpha \cos \alpha}{2} + \frac{1}{\pi} \right] = \frac{PR^3}{EI_x} \Phi[\alpha].$$
(5)

Из геометрических соотношений можно определить зависимость между радиальным перемещением полукольца и размерами элементов передачи (рисунок 1,а и рисунок 2). При нулевой деформации кольца

$$d_k^0 = \frac{\left(D_k + D_p\right)^2 + \left(D_g + h\right)_2 - \left(D_p + h\right)^2}{2\left(D_p + D_g\right) + 2h};$$
(6)

$$\alpha = \frac{\pi}{2} + \operatorname{arctg}\left(\frac{d_k^0 - h - D_g}{D_k - D_g}\right).$$
(7)

При создании натяга, например, за счет увеличения диаметра кольца  $(d_k = d_k^0 + \Delta d_k)$  в местах контакта кольца с втулками радиальные перемещения рассчитываются по формуле:

$$\Delta_{\rm p} = \frac{\Delta d_k}{2} (1 - \cos \alpha). \tag{8}$$

Приравнивая выражения (5) и (8), получим:

$$P = \frac{\Delta d_k E I_x}{2R^3 \Phi(\alpha)} (1 - \cos \alpha).$$
(9)

Изгибающий момент в сечениях кольца определяется выражением:

$$M_{x}(\phi) = \frac{EI_{x}}{R^{2}} \left[ W^{I}(\phi) + W^{III}(\phi) \right].$$
(10)

Максимальный момент имеет место в сечениях  $\phi = 0$ :

$$M_{\max} = D_1 E I_x / R^2 = P R \left[ \frac{(\pi - \alpha) \sin \alpha + \cos \alpha - 1}{\pi} \right] = P R K(\alpha).$$
(11)

Максимальное нормальное напряжение находится как

$$\sigma_{\max} = \frac{M_{\max}}{W_x} = \frac{6PR}{bh^2} K(\alpha).$$
(12)

Для оценки несущей способности передачи определим усилие прижима кольца к ведущему ролику и крутящий момент на входном валу передачи:

$$T = 2\Omega(\phi = 0) = 2D_2 E I_x / R^3 = 2P \cos \alpha;$$
(13)

$$M_g = T f_{\rm Tp} D_G / 2. \tag{14}$$

Nº 4(12)

2012

Выполнение узла радиального нагружения испытательного стенда в виде упругого кольца, контактирующего с ведущим валом и втулками испытываемых подшипников, упрощает конструкцию стенда, расширяет его технические возможности и делает его компактным. Для этого не требуется посторонних источников питания, таких как давление масла и воздуха или рычажные системы с грузами. Это дает возможность снизить себесто-

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

имость изготовления устройства. Так, например, при изготовлении стенда для подшипников качения с наружным диаметром до 120 мм предлагаемое решение позволяет снизить трудоемкость изготовления приблизительно в 2,5 раза.

Размещение подшипников в герметичном корпусе позволяет проводить испытания в различных средах и в вакууме. Устройство отличает простота обслуживания.

#### Список литературы

1. Фролов, К. В. Динамика и прочность машин [Текст] / К. В. Фролов, Б. А. Левин, П. С. Анисимов // Машиностроение: Энциклопедия. – М.: Машиностроение, 2008. – 656 с.

2. Бородин, А. В. Усовершенствование роликовой буксы грузового вагона [Текст] / А. В. Бородин, Е. Н. Кулинич, Ю. А. Иванова // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2010. – № 2 (2). – С. 15 – 20.

3. Бородин, А. В. Повышение несущей способности зубчатой передачи тягового редуктора тепловоза [Текст] / А. В. Бородин, Д. В. Тарута, Т. В. Вельгодская // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2010. – № 3 (3). – С. 7 – 11.

4. Бородин, А. В. Устройства букс железнодорожного подвижного состава для восприятия рамной силы [Текст] / А. В. Бородин, Ю. А. Иванова, М. И. Ковалев // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2011. – № 1 (5). – С. 2 – 6.

5. Решетов, Д. Н. Машины и стенды для испытания деталей [Текст] / Д. Н. Решетов – М.: Машиностроение, 1979. – 344 с.

6. Пат. 1525526 (СССР), МКИ G01М 13/04. Стенд для испытания подшипников качения [Текст] / А. В. Бородин, Н. Х. Хамитов. № 4396985/25-27; заявл. 23.03.88, опубл. 30.11.89. Бюл. № 44.

7. Белый, В. Д. Прочность и устойчивость стержневых систем [Текст] / В. Д. Белый // Омский политехн. ин-т. – Омск. 1981. – 82 с.

8. Беленький, Д. М. Теория надежности машин и металлоконструкций [Текст] / Д. М. Беленький, М. Г. Ханукаев. – Ростов-на-Дону: Феникс, 2004. – 608 с.

9. Бородин, А. В. Влияние модификации поверхностей сопряжения на несущую способность соединения с натягом [Текст] / А. В. Бородин, И. Л. Рязанцева // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2010. – № 1 (1). – С. 15 – 20.

УДК 629.421 (621.436 + 621.313.12)

В. Т. Данковцев, Р. Ю. Якушин, В. К. Фоменко, Д. А. Титанаков

### СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ СТАЦИОНАРНОГО ПРОГРЕВА СИСТЕМ ТЕПЛОВОЗНЫХ ДИЗЕЛЕЙ ОТ ТЕПЛОВОЙ ЭНЕРГИИ КОТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК

В статье представлена разработанная стационарная установка для прогрева тепловозных дизелей от котельных установок в холодное время года.

Работа направлена на повышение эффективности использования дизельного топлива при прогреве тепловозов за счет снижения работы дизеля на холостом ходу.

В осенне-весеннее и особенно в зимнее время года возникает необходимость прогрева теплоносителей в системах тепловозных дизелей (вода, масло, топливо) для поддержания необходимого температурного уровня узлов дизеля, обеспечения безотказности его запуска, герметичности соединений, нормальных условий смазки подшипников скольжения, надежности работы топливной аппаратуры и т. д.

Как правило, прогрев систем тепловозных дизелей в настоящее время обеспечивается за счет теплоотдачи при работе силовых установок. При таком способе прогрева продолжи-



тельность работы дизелей на холостом ходу по сети железных дорог для магистральных тепловозов достигает 60 % от общего времени работы, а для маневровых – более 60 %, при этом доля расхода топлива на режимах холостого хода для магистральных тепловозов составляет в среднем 12 %, а для маневровых – 16 % от общего расхода.

Наряду со значительными затратами на дизельное топливо на режимах холостого хода наблюдается ряд отрицательных факторов, влияющих на надежность и техническое состояние локомотива, таких как интенсивность нагарообразования в выпускном тракте, разжижение моторного масла, ухудшение экологических показателей и снижение ресурса дизеля. Таким образом, с точки зрения экономической эффективности и эксплуатационной надежности необходимо использовать системы прогрева, исключающие или уменьшающие время холостого режима работы.

Применяемые в настоящее время системы внешнего прогрева тепловозов являются недостаточно эффективными, недостаточно надежными и сложными для использования в эксплуатации. В Омском государственном университете путей сообщения (ОмГУПСе) на кафедре «Локомотивы» для сокращения непроизводительного расхода горюче-смазочных материалов, повышения ресурса дизелей разработана эффективная системы прогрева силовых установок тепловозов, позволяющая поддерживать температуру воды, масла и топлива в диапазоне, рекомендуемом инструкцией по эксплуатации, и осуществлять подзарядку аккумуляторной батареи при длительных стоянках тепловозов.

В последнее время разработаны и апробированы стационарные системы прогрева тепловозов с использованием тепловой энергии котельных установок депо. В таких установках химически подготовленная охлаждающая вода, нагретая паром, подводится по трубопроводам к тепловозу и принудительно прокачивается через системы дизеля. Опыт использования стационарных систем прогрева систем дизеля типа 10Д100 показал ряд существенных недо-

статков, которые особенно характерны в зимнее время года. В частности, не достигается полная циркуляции воды через водяные полости блока дизеля, калорифер кабины машиниста, не предусматриваются подогрев топлива и подзарядка аккумуляторной батареи (АБ).

Необходимость подзарядки АБ, особенно при длительных отстоях локомотивов в зимнее время, объясняется тем, что при колебании температуры наружного происходит воздуха снижение плотности электролита, разрушение пластин и, как следствие, снижается емкость батареи. С учетом указанных недостатков и особенностей прогрева при низкой температуре окружающей среды разработан наиболее эффективный способ прогрева тепловозов с одно- и двухконтурной системами охлаждения.

На рисунке 1 показана принципиальная схема стационарной



Рисунок 1 – Схема стационарной установки для прогрева систем тепловозных дизелей

Nº 4(12)

установки для прогрева систем дизелей. Система прогрева состоит из бойлера 1, пароводяного теплообменника 2, паропровода 3, змеевика 4, центробежного насоса 5, электродвигателя переменного тока 6, напорной 7 и сливной 8 магистралей, гибких рукавов 9, 10 с соединительными наконечниками 11, 12, вентилей 13 – 16, дугообразного отвода 17 и ограничительного элемента в виде калиброванного отверстия 18. Для поддержания необходимой температуры в пределах 75 – 80 °C и постоянства давления воды в напорной магистрали 7 предусмотрена установка в паропроводе 3 терморегулятора 19 и регулятора давления 20 в трубопроводе сброса воды 21.

В разработанной системе прогрева качество циркуляции горячей воды через системы дизеля и калорифер кабины машиниста достигается за счет установки (врезки) во всасывающем трубопроводе штатного контура охлаждения дизеля промежуточного патрубка 22 с дисковой заслонкой 23 и рукояткой с фиксированными положениями «Открыто» и «Закрыто», а также предусматривается установка дополнительных патрубков 24, 25 с вентилями 15 и 16. Для тепловозов с двухконтурными водяными системами охлаждения необходимо в штатный всасывающий трубопровод холодного контура установить также промежуточный патрубок с дисковой заслонкой.

Эффективность применения системы прогрева, особенно в зимнее время, достигается за счет подзарядки АБ и питания цепей управления локомотива от внешнего источника через внешние штатные розетки, а в качестве источника электроэнергии необходимо применять трансформатор с выпрямительным блоком 26 мощностью 2 – 2,2 кВт из расчета на один локомотив.

При работе дизеля на холостом ходу часть теплоты, выделяемой при сгорании топлива, обеспечивает прогрев систем локомотива, а остальная ее часть уносится с выпускными газами. Из-за неполноты сгорания топлива часть его также уносится с выпускными газами.

По данным локомотивного депо Омск Западно-Сибирской железной дороги известно, что среднечасовой расход топлива дизелями типа ПД1М при работе их на холостом режиме в среднем составляет 10 кг/ч. На основании справочных данных тепловых балансов дизелей известно также, что отвод тепла с выпускными газами составляет 36 % и примерно 4 % – за счет неполноты сгорания топлива от всего тепла, выделяемого при сгорании топлива в цилиндрах двигателя. Следовательно, для поддержания необходимой температуры систем дизеляя в среднем расходуется 6 кг топлива за каждый час его работы. Таким образом, КПД прогрева на холостом ходу  $\eta_{x.x}$  за счет теплоотвода при работе дизеля в среднем составляет 60 %.

При использовании стационарной установки для прогрева систем дизеля, необходимо произвести расчет следующих параметров:

- расхода пара через пароводяной теплообменник;
- производительности водяного центробежного насоса;
- мощности электродвигателя привода водяного насоса;
- мощности электродвигателя привода топливоподкачивающего насоса;
- мощности, потребляемой для подзарядки АБ.

*Расход пара*, отводимого от котельной установки депо для прогрева систем дизеля, определится по выражению, кг/ч:

$$G_{n} = \frac{B_{\text{y.x.x}} \eta_{\text{x.x}} Q_{\text{H}}^{\text{p}}}{(rx - h')\eta_{\text{T}}} K_{\text{g}}, \qquad (1)$$

где  $B_{\text{ч.х.x}}$  – среднеэксплуатационный часовой расход при работе дизеля на холостом ходу, кг/ч;

 $\eta_{x.x}$  – КПД самопрогрева при работе дизеля на холостом ходу ( $\eta_{x.x}$  = 0,55 ÷ 0,65);

*г* – удельная теплота парообразования, r = 519,3 ккал/кг;

x – степень сухости пара,  $x \cong 0.98$ ;



h' – энтальпия конденсата, h' = 130,5 ккал/кг;

 $\eta_{\rm T}$  – КПД пароводяного теплообменника,  $\eta_{\rm T}$  = 0,98 ÷ 0,99;

 $K_{\rm d}$  – количество прогреваемых дизелей,  $K_{\rm d}$  = 6.

После подстановки приведенных значений в выражение (1) получим расход пара, кг/ч: для дизеля типа ПД1М – 970,6; K6S310DR – 1164,7; 10Д100 – 2135,2.

Среднеэксплуатационный часовой расход топлива при работе дизелей без нагрузки составляет, кг/ч: для дизеля типа ПД1М – 10; K6S310DR – 12; 10Д100 – 22.

Исходя из уравнения теплового баланса производительность центробежного насоса, обеспечивающего циркуляцию воды через пароводяной теплообменник и системы дизеля, определяется по выражению, кг/ч:

$$G_{\rm H} = \frac{B_{\rm Y,X,X} \eta_{\rm X,X} Q_{\rm H}^{\rm p}}{c_{\rm B} (t_{\rm H} - t_{\rm K})} K_{\rm R}, \qquad (2)$$

где  $c_{\rm B}$  – удельная теплоемкость воды ( $c_{\rm B} = 1$  ккал/кг·°С);

 $t_{\rm H}$  – температура воды на выходе из пароводяного теплообменника,  $t_{\rm H}$  = 90 °C;

 $t_{\rm k}$  – температура воды на выходе из системы дизеля,  $t_{\rm k}$  = 55 °C.

Производительность центробежного насоса для прогрева систем дизелей из расчета шести единиц такова, кг/ч: для дизеля ПД1М – 10388,6; K6S310DR – 12466,3; 10Д100 – 22854,9.

Для расчета мощности электродвигателя задаемся гидравлическим сопротивлением водяной системы в пределах 4 – 4,5 кгс/см<sup>2</sup> (из опытных данных).

Согласно уравнению гидродинамической зависимости мощность электродвигателя, кВт,

$$P_{3} = \frac{H_{H}G_{H}}{1000\eta_{H}},$$
(3)

где  $H_{\rm H}$  – гидравлическое сопротивление водяной системы,  $H/m^2$ ;

 $G_{\rm H}$  – производительность насоса, м<sup>3</sup>/с;

 $\eta_{\rm H} - K\Pi Д$  насоса,  $\eta_{\rm H} = 0.6 - 0.7$ .

После расчета по выражению (3) мощность электродвигателя для привода центробежного насоса, обеспечивающего циркуляцию воды через системы дизелей, будет такой, кВт: для ПД1М – 2,0; K6S310DR – 2,4; 10Д100 – 4,4.

Окончательно выбираем электродвигатель мощностью  $P_{_{3B}} = 5$  кВт.

Как уже отмечалось, для подогрева топлива предусматривается циркуляция воды через топливоподогреватель с использованием штатного топливоподкачивающего насоса, приводимого во вращение электродвигателем типа П21М, мощностью  $P_{\text{эт}} = 0.5 \text{ кBr}.$ 

Из опыта эксплуатации аккумуляторных батарей известно, что ток зарядки батареи I = 20 А при напряжении U = 75 В. Тогда по закону Ома расход электроэнергии для подзарядки батареи, кВт,

$$P_{\rm AE} = \frac{IU}{1000}.\tag{4}$$

Nº 4(12)

2012

$$P_{\rm AE} = \frac{20 \cdot 75}{1000} = 1,5 \text{ KBT}.$$

Суммарная мощность, потребляемая от внешнего источника, кВт,

$$\Sigma P = P_{\rm yT} + P_{\rm AB} = 0.5 + 1.5 = 2 \text{ kBT.}$$
(5)

Окончательно электроэнергия, потребляемая для функционирования стационарной установки, определится по выражению, кВт:

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

$$\Sigma P_{9} = \Sigma P + P_{9B};$$

$$\Sigma P_{2} = 2 + 5 = 7 \text{ kBr.}$$
(6)

При разработке и компоновке системы прогрева необходимо предусмотреть размещение бойлера 1, пароводяного теплообменника 2 и насоса 5 с электродвигателем 6 в теплоизолированном помещении, а размещение напорной 7 и сливной 8 магистралей – в закрытой теплоизолированной траншее или на опорах в виде теплотрассы с уклоном 1:200. Для обеспечения свободного слива воды в бойлер и поддержания уровня воды в системе дизеля не ниже уровня в расширительном баке предусматривается расположение напорной и сливной магистралей 7, 8 на 0,6 – 0,8 м выше уровня воды в бойлере, а уровень вершины дугообразного сливного отвода 17 устанавливается на уровне воды в расширительном баке.

Регулятор давления 20 и ограничительный элемент 18, установленные в трубопроводах напорной магистрали, предназначены для равномерного распределения горячей воды независимо от количества прогреваемых локомотивов.

Для установки системы прогрева рекомендуется на деповских путях выделять специальные участки с позициями, оборудованными устройствами для подвода и отвода горячей воды и разъемом для подключения к внешнему источнику электроэнергии.

Разработанная система прогрева функционирует следующим образом. После самопрогрева систем тепловоза производятся остановка дизеля, подключение цепи управления к внешнему источнику электроэнергии 26, перевод рукоятки дисковой заслонки 23 в положение «закрыто», подсоединение гибких рукавов 9, 10 к патрубкам 11, 12, открытие вентилей 13 – 16 и подключение электродвигателя 6 к сети переменного тока. С этого момента обеспечивается циркуляция горячей воды по контуру «бойлер – пароводяной теплообменник – дизель – водяные секции – бойлер». Параллельно с указанным контуром циркуляции горячая вода будет прокачиваться через калорифер кабины машиниста и топливоподогреватель 27. При температуре наружного воздуха ниже –10 °С возможно загустение (парафинирование) дизельного топлива. Для исключения этого отрицательного явления предусматривается циркуляция топлива через топливоподогреватель 27. Питание электродвигателя топливоподкачивающего насоса 28 обеспечивается от внешнего источника 26, что исключает разрядку аккумуляторной батареи тепловоза. Для подзарядки аккумуляторных батарей от внешнего источника электроэнергии достаточно включить рубильник АБ.

Прогрев моторного масла, слитого в картер дизеля, при температуре воды 60 – 70 °C и всех узлов дизеля будет осуществляться за счет теплопередачи через металлические элементы блока и картера, а также за счет тепловой энергии, излучаемой от поверхности блока дизеля.

Для прекращения прогрева систем тепловоза необходимо произвести следующее:

- отключить циркуляцию топлива и энергообеспечение схемы от внешнего источника;

- перекрыть ранее открытые вентили, кроме вентиля 13;
- перевести рукоятки дисковых заслонок в положение «открыто»;
- при необходимости выполнить дозаправку системы охлаждения водой;
- отсоединить гибкие рукава напорной и сливной магистралей.

При отсутствии прогреваемых локомотивов, особенно в холодное время года, необходимо слить воду из напорной и сливной магистралей системы в бойлер, для чего кроме перечисленных выше операций необходимо отключить насос 6, открыть вентили 29, 30, и тогда за счет уклона магистралей 7, 8 вода самотеком будет сливаться в бойлер.

Эффективность прогрева тепловозных дизелей в значительной степени будет зависеть от оперативности подключения системы охлаждения дизеля к стационарной установке; затрат, связанных с монтажом силовых цепей, и наличия защитных сооружений, предотвращающих влияние воздушного потока на тепловые потери в окружающую среду.



Рисунок 2 – Принципиальная схема размещения позиций прогрева тепловозов

В локомотивных депо, имеющих развитое путевое хозяйство, рекомендуется организовывать участки отстоя локомотивов (см. рисунок 2) в зонах наименьшего воздействия воздушного потока или путем их ограждения защитными средствами.

Предлагаемая схема стационарной установки для прогрева систем тепловоза от тепловой энергии котельных установок обеспечивает:

– высокий КПД процесса прогрева систем дизеля (η<sub>пр</sub> = 0,85 – 0,90);

– оперативность подключения системы охлаждения дизеля к стационарной установке и отключения от нее;

- подзарядку аккумуляторной батареи и подогрев топлива;

- электро- и противопожарную безопасность в процессе прогрева систем тепловоза;

- слив воды из трубопроводов напорной и сливной магистралей самотеком;

– стабильность физико-химических параметров охлаждающей воды дизеля при прогреве;
 – автоматическое поддержание уровня воды в системе и в расширительном баке ло-

– автоматическое поддержание уровня воды в системе и в расширительном оаке локомотива.

Применение стационарной установки для прогрева систем тепловоза приводит к исключению работы дизеля на холостом ходу для прогрева и к сокращению расхода топлива. Ожидается снижение расхода топлива в условиях эксплуатации до 1 % и повышение ресурса дизелей на 5 – 7 %.

За счет прогрева систем тепловозных дизелей от внешнего источника энергии можно значительно уменьшить время работы дизелей на холостом ходу, сократить затраты дизельного топлива, моторного масла и повысить ресурс дизелей.

#### Список литературы

1. Володин, А. И. Способы прогрева систем тепловозных дизелей от постороннего источника электроэнергии при отстое в зимнее время [Текст] / А. И. Володин, Р. Ю. Якушин // Новые технологии – железнодорожному транспорту: подготовка специалистов, организация перевозочного процесса, эксплуатация технических средств: Сб. науч. ст. с междунар. участ. / Омский гос. ун-т путей сообщения. Омск, 2000. – Ч. 3. – С. 313.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

2. Анисимов, А. С. Методы исследования взаимовлияния параметров функционирования тепловоза [Текст] / А. С. Анисимов, В. А. Михеев, Ю. Б. Гришина // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск, 2010. – № 1 (1). – С. 2 – 8.

3. Володин, А. И. Прогрев систем тепловозного дизеля в зимний период [Текст] / А. И. Володин, Р. Ю. Якушин // Ресурсосберегающие технологии на железнодорожном транспорте: Сб. науч. ст. / Московский гос. ун-т путей сообщения. – М., 2000. – С. 56.

4. Балагин, О. В. Математическая модель процесса технической эксплуатации дизельных локомотивов [Текст] / О. В. Балагин, А. В. Чулков, Д. В. Балагин // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск, 2010. – № 4 (4). – С. 2 – 6.

5. Данковцев, В. Т. Совершенствование стационарного прогрева тепловозных дизелей [Текст] / В. Т. Данковцев, Р. Ю. Якушин // Вестник инженеров-электромехаников железнодорожного транспорта / Самарская гос. акад. путей сообщения. – Самара, 2003. – Вып. 1. – С. 340.

6. Овчаренко, С. М. Влияние переходных процессов на расход топлива дизелем в эксплуатации [Текст] / С. М. Овчаренко, П. С. Корнеев, В. А. Четвергов // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск, 2012. – № 1 (9). – С. 27 – 32.

7. Якушин, Р. Ю. Способы прогрева систем тепловозных дизелей в условиях локомотивных депо [Текст] / Р. Ю. Якушин // Методы оценки технического состояния, эксплуатационной экономичности и экологической безопасности дизельных локомотивов: Монография.– М.: Желдориздат, 2007. – С. 185 – 201.

8. Володин, А. И. Исследование процессов теплопередачи в тепловозном дизеле [Текст] / А. И. Володин, Д. В. Балагин, Ю. С. Комкова // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск, 2011. – № 4 (8). – С. 6 – 10.

УДК 625.4.015

#### М. А. Капралова

### ОЦЕНКА АЭРОДИНАМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ТОКОПРИЕМНИКА ПРИ ЕГО ПРОЕКТИРОВАНИИ

В рамках проекта «Разработка и организация высокотехнологического производства нового магистрального токоприемника для применения на линиях с модернизированной инфраструктурой системы токосъема», реализуемого при поддержке Министерства образования и науки РФ, в ОмГУПСе создается токоприемник «Аист». В статье приводятся спектры обтекания этого токоприемника воздушным потоком, полученные путем расчета, с использованием которых определены его аэродинамические характеристики.

Аэродинамические свойства токоприемника принято оценивать по его аэродинамическим характеристикам, которые представляются в виде зависимостей аэродинамических сил лобового сопротивления и подъемной от скорости встречного воздушного потока. Эти характеристики можно получить при обдуве конструкции в аэродинамической трубе или в натурном эксперименте на участке электрической железной дороги.

На стадии проектирования токоприемника возможен лишь один способ оценки аэродинамических свойств – аналитический. В этом случае аэродинамические характеристики получают расчетным путем. Для выполнения расчетов необходимо знать аэродинамические коэффициенты токоприемника или его отдельных элементов. Аэродинамические коффициенты могут быть получены путем расчета спектров обтекания. Обычно для этого пользуются виртуальным способом визуализации обтекания и на основе полученных спектров, рассчитывают аэродинамические коэффициенты [1]. Этот способ использован при проектировании токоприемника «Аист».

Расчет обтекания произведен с помощью программы SolidWorks. При расчете выполнялись следующие этапы: разработка и необходимая модификация модели, создание проекта,



задание граничных и начальных условий, регулирование расчетной сетки, управление процессом расчета, просмотр и интерпретация результатов, определение точности полученного решения.

Проектирование токоприемника связано с необходимостью анализа непрерывных физических процессов. Математическим описанием их являются дифференциальные уравнения в частных производных (уравнения Навье – Стокса для описания течения газов с учетом вязкости воздуха) [2]. Эти уравнения, как правило, имеют множество решений. Для получения единственного решения необходимо задать краевые условия. Это – сведения об искомых непрерывных функциях на границах рассматриваемых областей – граничные условия, а в случае нестационарных задач (есть изменения значений функции во времени) – значения этих же функций в начальный момент времени – начальные условия. Исходное дифференциальное уравнение в частных производных вместе с краевыми условиями (дифференциальная краевая задача) представляет собой математическую модель токоприемника:

$$\rho \frac{\overline{dW}}{dt} = \overline{R} - \operatorname{grad} P + \mu \Delta \overline{W} + \frac{1}{3} \mu \operatorname{grad}(\operatorname{div} \overline{W}), \tag{1}$$

где  $\rho$  – плотность газа, кг/м<sup>3</sup>;

 $\overline{R}$  – вектор напряжения объемной силы, Па;

 $\overline{W}$  – вектор скорости потока газа, м/с;

*P* – давление, Па;

µ- динамическая вязкость газа, Па·с.

В случае несжимаемого трехмерного потока ( $\rho = \text{const}$ ), что соответствует условиям обтекания токоприемника воздушным потоком, последний член в уравнениях Навье – Стокса отсутствует (divW = 0).

Анализ уравнений движения Навье – Стокса показал, что в случае среды малой вязкости (вода, воздух и т. п.) при достаточно больших числах Рейнольдса влияние вязкости сказывается лишь в тонком слое, прилегающем к поверхности обтекаемого тела, – пограничном слое. Вне этого слоя роль вязкостных сил оказывается настолько малой, что соответствующими членами в уравнениях Навье – Стокса можно пренебречь.

Число Рейнольдса рассчитано по формуле [3]:

$$\operatorname{Re} = \frac{\rho V_{\rm cp} S}{\mu},\tag{2}$$

где *V*<sub>ср</sub> – средняя скорость потока, м/с;

S – миделево сечение, для токоприемника «Аист» при рабочей высоте 1,5 м  $S = 0,679 \text{ м}^2$ , Re = 2129·10<sup>3</sup>.

Условиям обтекания токоприемника воздушным потоком соответствуют большие числа Рейнольдса (Re > 1000). Поэтому получим уравнения движения воздушного потока в скалярной форме:

$$\begin{cases} \rho \frac{du}{dt} = R_x + \frac{\partial P}{\partial x}; \\ \rho \frac{dv}{dt} = R_y + \frac{\partial P}{\partial y}; \\ \rho \frac{dw}{dt} = R_z + \frac{\partial P}{\partial z}, \end{cases}$$
(3)

Nº 4(12)

2012

где *и*, *v*, *w* – проекции вектора скорости потока газа на оси координат *x*, *y*, *z* соответственно; *R<sub>x</sub>*, *R<sub>y</sub>*, *R<sub>z</sub>* – проекции вектора напряжения объемной силы на оси координат.

Рассматриваемая модель токоприемника является плохообтекаемым телом с множеством

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

острых кромок. Следовательно, течение набегающего потока воздуха можно принять как отрывное с фиксированными местами отрыва. В общем случае задача об отрывном обтекании несущих поверхностей формулируется и решается полностью как нестационарная.

Алгоритм расчета аэродинамических характеристик токоприемника приведен на рисунке 1.



Рисунок 1 – Алгоритм расчета аэродинамических характеристик



Трехмерная сборка разработанного токоприемника показана на рисунке 2,а. Для расчета использовалась упрощенная модель (рисунок 2,б).



Рисунок 2 – Модель токоприемника: а – без упрощений; б – упрощенная

При формировании математической модели процессов обтекания токоприемника учитывались модели среды (климатические параметры воздушного потока: температура, плотность и давление) и объекта (тип токоприемника: тяжелый или легкий), его схема и расположение по направлению движения.

На различной рабочей высоте токоприемника учтены изменяющиеся показатели набегающего воздушного потока (скорость и угол атаки). Для каждого высотного положения получены его лобовое сопротивление и аэродинамическая подъемная сила.

При расчете аэродинамического воздействия на токоприемник использовались климатические параметры: температура +20 °С и атмосферное давление 760 мм рт. ст.

Полученные в результате расчета спектры обтекания приведены на рисунке 3.



Рисунок 3 – Спектр обтекания токоприемника на рабочей высоте H = 1,2 м при угле атаки α = 1° при движении «коленом» вперед (а) и назад (б)

В общем случае картина обтекания токоприемника представляется разными зонами. Турбулентные потоки 1 стекают с полоза, подвижных рам, неподвижного основания. Ламинарный поток 2 наблюдается на передней кромке этих элементов. В створе между элементами подвижной рамы при движении токоприемника «коленом» назад характер течения набегающего потока практически не меняется и определяется для переднего токоприемника ло-

Nº 4(12)

бовой частью локомотива, а для заднего – расположением крышевого оборудования.

На основании полученных данных построены семейства аэродинамических характеристик лобового сопротивления P<sub>втх</sub> (рисунок 4) и аэродинамической подъемной силы P<sub>вт</sub> (рисунок 5).



Рисунок 4 – Лобовое сопротивление токоприемника при угле атаки α = 1° при движении «коленом» вперед (а) и назад (б)

Из приведенных данных видно, что максимальное лобовое сопротивление токоприемника на рабочей высоте 1,8 м соответствует 524 H, а подъемная сила для данных условий равна 53 H. Подъемная сила токоприемника больше при движении «коленом» назад и достигает 67 H, лобовое сопротивление – 482 H.



Рисунок 5 – Аэродинамическая подъемная сила токоприемника при угле атаки α = 1° при движении «коленом» вперед (а) и назад (б)

Для всех токоприемников электропоездов при взаимодействии с встречным воздушным потоком углы атаки воздушного потока в зоне полоза токоприемника равны нулю, поскольку они удалены на большое расстояние от лобовой стенки первого вагона. В верхних частях



поднятых токоприемников на электровозах угол атаки зависит от занимаемого ими места: для переднего (нормально нерабочего) токоприемника угол атаки составляет в среднем +3 °C, для заднего (нормально рабочего) – в среднем +1 °C.

Токоприемник «Аист» является асимметричным, при эксплуатации его располагают «коленом» вперед. Для сравнения аэродинамических показателей указанного и других токоприемников приведены аэродинамические характеристики их лобового сопротивления (рисунок 6) и подъемной силы (рисунок 7). Характеристики токоприемников, рассмотрены при рабочей высоте 1,5 м в нормальном рабочем состоянии (поднят задний токоприемник).



Рисунок 6 – Лобовое сопротивление токоприемников при угле атаки  $\alpha = 1^{\circ}$ 

При определении лобового сопротивления принято, что токоприемник типа SSS-87 и «Аист» воспринимают воздействие потока воздуха на подвижную раму, верхний узел и «колено», при этом неподвижное основание и подъемно-опускающий механизм находятся в крышевом углублении и исключены из расчетов. Остальные токоприемники расположены на изоляторах, для них учитывалось полное аэродинамическое сопротивление.



Рисунок 7 – Аэродинамическая подъемная сила токоприемников при угле атаки  $\alpha = 1^{\circ}$ 

Для оценки аэродинамических свойств токоприемников их характеристики получены в «чистом виде» – без учета свойств дополнительных аэродинамических устройств [4].

Nº 4(12)

Аэродинамические характеристики токоприемника «Аист», полученные расчетным путем, практически идентичны характеристикам SSS-87, полученным при натурном эксперименте. Это объясняется тем, что они имеют схожие аэродинамические профили и миделево сечение.

Сумма вертикальной составляющей аэродинамической силы на поднятый рабочий токоприемник (задний по ходу) и активного нажатия не должна превышать 144 Н при условии, что ЭПС движется с наибольшей скоростью при встречном ветре не более 10 м/с. При этом по техническому заданию активное контактное нажатие должно изменяться в диапазоне от 70 до 110 H, следовательно, аэродинамическая подъемная сила не должна превышать 34 H.

Токоприемник «Аист» имеет аэродинамическую подъемную силу выше установленной в техническом задании. В связи с этим для обеспечения заданной аэродинамической подъемной силы при максимальных скоростях необходимо использовать дополнительные аэродинамические устройства.

#### Список литературы

1. Маслов, Г. П. Аэродинамические показатели токоприемников скоростного электрического подвижного состава [Текст] / Г. П. Маслов, М. А. Капралова // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2010. – № 1 (1). – С. 20 – 25.

2. Алямовский, А. А. SolidWorks. Компьютерное моделирование в инженерной практике [Текст] / А. А. Алямовский. – СПб: БХВ-Петербург, 2005. – 800 с.

3. Краснов, Н. Ф. Аэродинамика / Н. Ф. Краснов. М.: Высшая школа, 1981. – 720 с.

4. Маслов, Г. П. О выборе рациональный аэродинамической характеристики токоприемника [Текст] / Г. П. Маслов, О. И. Поздняков, Е. Н. Панзо // Исследования и разработка ресурсосберегающих технологий на железнодорожном транспорте: Межвуз. сб. науч. тр. с междунар. участием / Самарский ин-т инж. ж-д. трансп. – Самара, 2002. – Вып. 23. – С. 70, 71.

УДК 621.336.7

<u>Nº 4(12)</u>

2012

#### А. В. Кодылев

### АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ КОРПУСА АВТОСЦЕПКИ СА-3

С целью совершенствования конструкции корпуса автосцепки СА-3 разработана система автоматизированной оценки прочности. Проведены расчеты и дано графическое представление результатов исследований. Проведенные расчеты дали возможность оценить прочность корпуса автосцепки и выработать предложения и рекомендации по совершенствованию его конструкции. Применение системы для оценки прочности корпуса автосцепки позволяет автоматизировать расчеты и ускорить совершенствование его конструкции.

Анализ данных по отказам корпусов автосцепок свидетельствует о высокой повреждаемости в эксплуатации трещинами и остаточными деформациями (выпучивание) зоны перехода от головы к хвостовику и боковой стенки головы со стороны малого зуба. Это указывает на необходимость совершенствования конструкции корпуса автосцепки с целью снижения концентрации напряжений в наиболее повреждаемых зонах, перераспределения силовых потоков между наиболее и наименее нагруженными областями. Проведенные исследования по анализу нагруженности отдельных зон корпуса автосцепки продольными эксплуатационными усилиями показали, что в них имеют место концентрация напряжений и значительное превышение максимальных значений напряжений их среднего уровня. Для проведения уточненной оценки напряженно-деформированного состояния (НДС) в этих зонах и выработки предложений по совершенствованию конструкции корпуса автосцепки проведено компьютерное моделирование с использованием конечно-элементных моделей (КЭМ) повышенной степени дискретизации в областях концентрации напряжений. На рисунке 1 представлен



фрагмент КЭМ, включающий в себя боковую стенку головы со стороны малого зуба, вертикальную упорную поверхность и фрагмент хвостовика. Ось X совпадает по направлению с продольной осью автосцепки, ось Y направлена вертикально вверх.

При анализе схем и уровня нагружений корпуса автосцепки в эксплуатации распределение усилий в контуре зацепления определялось с учетом взаимодействия пары автосцепок.

Установлено, что наиболее невыгодное сочетание нагрузок, действующее в контуре зацепления растянутых или сжатых автосцепок, формируется при отсутствии сил трения в зонах контакта рабочих поверхностей, что на практике реализуется в процессе движения поезда. Вибрация автосцепок способствует снижению уровня сил трения в 5 – 10 раз. В этом случае нормальные усилия N1, N2, N3 имеют максимальные значения, а касательные T1, T2, T3 равны нулю. При соосном соединении пары автосцепок усилия в контуре зацепления равномерно распределены по соответствующим рабочим поверхностям малого и большого зубьев головы автосцепки.



Рисунок 1 – Фрагмент КЭМ для анализа НДС зоны перехода от головы к хвостовику

Силовые потоки в этом случае распределяются относительно равномерно по высоте боковых стенок головы автосцепки от малого и большого зубьев и симметричны относительно продольной оси. При наличии вертикального эксцентриситета между смежными автосцепками отмечаются ограничение площади контакта и смещение равнодействующей продольных сил в вертикальном направлении относительно продольной оси автосцепки, что существенно сказывается на НДС боковых стенок и зоны перехода.

Таким образом, при оценке НДС боковой стенки головы автосцепки со стороны малого зуба и зоны перехода от головы к хвостовику необходимо рассматривать различные варианты сочетания продольных нагрузок с учетом наличия или отсутствия вертикального эксцентриситета (50 мм), представленные на рисунке 2.

Проведенные исследования на основе компьютерного моделирования НДС корпуса автосцепки с учетом различных вариантов нагружения показали, что напряженное состояние характеризуется значительной неоднородностью в распределении полей напряжений по телу автосцепки. Выделяется ряд зон, где максимальные значения напряжений достигают предела текучести для данной марки стали и превосходят его. В то же время имеются области, где максимальные значения напряжений значительно ниже среднего уровня для корпуса автосцепки (100 МПа).



Рисунок 2 – Варианты взаимодействия пары автосцепок при наличии или отсутствии вертикального эксцентриситета (положительный – нагрузка смещена вверх, отрицательный – вниз): 1, 2 – сжатие и растяжение без эксцентриситета; 3, 4 – сжатие и растяжение с положительным эксцентриситетом; 5, 6 – сжатие и растяжение с отрицательным эксцентриситетом



Наиболее нагруженными оказались боковая стенка головы автосцепки со стороны малого зуба и зона перехода от головы автосцепки к хвостовику. Высокие значения напряжений и их концентрация в этих зонах объясняются особенностями геометрии конструкции (упор головы автосцепки располагается перпендикулярно верхней горизонтальной поверхности хвостовика, боковая поверхность имеет выступ, во многом определяющий направление дефор-



Рисунок 3 – Изолинии сжимающих напряжений в верхнем углу зоны перехода (вариант 1). Изолинии, МПа: 1 = -550, 2 = -500, 3 = -450, 4 = -400, 5 = -350

маций), а также геометрией тяговых поверхностей малого зуба и спецификой распределения силовых потоков по боковой стенке малого зуба, зоне перехода и далее по боковой поверхности хвостовика автосцепки. Это определяет значительную неоднородность распределения полей напряжений как по поверхности стенки головы со стороны малого зуба, так и в зоне перехода.

Наибольшая концентрация напряжений отмечается в верхнем и нижнем углах зоны перехода от головы к хвостовику со стороны малого зуба. Распределение сжимающих напряжений в верхнем углу зоны перехода представлено на рисунке 3.

Установлено, что при сжатии автосцепки усилием 3 МН без эксцентриситета в этой зоне компоненты напряженного состояния не достигают предела текучести материала корпуса автосцепки ( $\sigma_i < \sigma_T$ ) и находятся на уровне:  $\sigma_x = -410$  МПа,  $\sigma_v = -160$  МПа, т. е. отмечается двухосное сжатие при упругом деформировании материала.

При смещении равнодействующей сжимающего усилия вверх (см. рисунок 2, вариант 3) в верхнем углу зоны перехода формируется зона высокой концентрации сжимающих напря-



Рисунок 4 – Изолинии сжимающих напряжений в верхнем углу зоны перехода (вариант 3). Изолинии, МПа: 1 = -650, 2 = -600, 3 = -550, 4 = -500, 5 = -450, 6 = -400, 7 = -350

жений (рисунок 4). Имеет место двухосное сжатие с компонентами  $\sigma_x = -860$  МПа,  $\sigma_v =$ = -290 МПа,  $\sigma_z = 8$  МПа. В этой зоне выполняется условие  $\sigma_i = \sigma_{T}$ , т. е. имеет место упругопластическое деформирование металла. Причем начало пластических деформаций отмечается уже при наличии продольного сжимающего усилия на уровне 1,5 МН.

Следует отметить, что наряду с высоким уровнем сжимающих напряжений в этой зоне при нагружении автосцепки по варианту 3 также имеет место значительная концентрация касательных напряжений высокого уровня.

При смещении равнодействующей сжимающего усилия вниз (см. рисунок 2, вариант 5) в верхнем углу зоны перехода отмечаются напряжения невысокого уровня с компонентами  $\sigma_x = -51,3$  МПа,  $\sigma_v = -51,3$ +19 MΠa,  $\sigma_z = -50,8$  MΠa.

Таким образом, установлено, что верти-

кальное смещение сжимающего усилия в контуре зацепления приводит к существенному изменению уровня максимальных напряжений в верхнем углу зоны перехода. Наиболее неблагоприятный вариант нагружения с позиции возможности протекания пластических деформа-



ций соответствует смещению равнодейст-вующей вверх, т. е. автосцепка располагается с провисанием.

При растяжении автосцепки усилием в 2,5 МН без вертикального эксцентриситета (см. рисунок 2, вариант 2) в верхнем углу зоны перехода имеет место двухосное растяжение с компонентами  $\sigma_x = 333,3$  МПа,  $\sigma_y = 134,0$  МПа,  $\sigma_z = -29,3$  МПа, интенсивность напряжений  $\sigma_i$  составила 340 МПа.

При смещении равнодействующей растягивающего усилия вверх (см. рисунок 2, вариант 4) в верхнем углу зоны перехода формируется зона высокой концентрации растягивающих напряжений. Имеет место двухосное растяжение с компонентами  $\sigma_x = 740$  МПа,  $\sigma_y = 254,5$  МПа,  $\sigma_z = -6,6$  МПа. В этой зоне выполняется условие  $\sigma_i = \sigma_T$ , т. е. имеет место упругопластическое деформирование металла. Следует отметить, что условие  $\sigma_i = \sigma_T$  выполняется уже при продольном усилии в 2,15 МН.

При смещении равнодействующей нагрузки в нижнюю часть контура зацепления (вариант 6 на рисунке 2) НДС этой зоны характеризуется невысоким уровнем напряжений. Имеет место двухосное сжатие с компонентами  $\sigma_x = -51,3$  МПа,  $\sigma_y = 18,7$  МПа,  $\sigma_z = -50,8$  МПа.

Таким образом, установлено, что при растяжении корпуса автосцепки с эксцентриситетом (нагрузка смещена в верхнюю часть контура зацепления) в области верхнего угла зоны перехода со стороны малого зуба формируется зона высоких растягивающих напряжений, выполняется условие  $\sigma_i = \sigma_{T}$ , создаются условия для формирования и накопления пластических деформаций.

Вторая область концентрации высоких напряжений формируется в нижнем углу зоны перехода со стороны малого зуба. При сжатии автосцепки усилием 3 МН без эксцентриситета в этой зоне выполняется условие  $\sigma_i = \sigma_{T}$ , т. е. имеет место упругопластическое деформирование металла.

Компоненты напряженного состояния находятся на уровне:  $\sigma_x = -610 \text{ MIa}$ ,  $\sigma_y = -136 \text{ MIa}$ ,  $\sigma_z = -23,8 \text{ MIa}$  (см. рисунок 2), т. е. отмечается трехосное сжатие. Следует отметить, что условие  $\sigma_i = \sigma_T$  выполняется уже при наличии продольного сжимающего усилия в 2,4 MH.

Наиболее неблагоприятной с позиции напряженно-деформированного состояния является схема нагружения, моделирующая смещение равнодействующей приложенной нагрузки в нижнюю часть контура зацепления, т. е. наличие вертикального эксцентриситета (варианты 5,6 на рисунке 2). Сжатие автосцепки усилием в 3 МН по схеме варианта 5 (см. рисунок 2) является причиной наличия в этой зоне трехосного сжатия с компонентами, близкими к пределу текучести материала или превышающими его:  $\sigma_x = -1000$  МПа,  $\sigma_y = -369,6$  МПа,  $\sigma_z =$ = -185,8 МПа (см. рисунок 2). Условие  $\sigma_i = \sigma_T$  выполняется уже при продольном усилии в

1,3 МН. Очевидно, что вертикальное смещение прикладываемой нагрузки приводит к существенному снижению значений продольной сжимающей нагрузки, при которой выполняется условие  $\sigma_i = = \sigma_T (2,4 \text{ MH} - \text{без эксцентриситета, 1,3 MH} - при наличии эксцентриситета).$ 

При растяжении корпуса автосцепки нормативным усилием в 2,5 МН без эксцентриситета (см. рисунок 2, вариант 2) в области нижнего угла зоны перехода имеет место трехосное растяжение с компонентами, близкими к пределу текучести материала ( $\sigma_x = 488,7$  МПа,  $\sigma_y = 109,1$  МПа,  $\sigma_z = 18,4$  МПа). Наибольшие растягивающие напряжения в этой области представлены на рисунке 5. Условие  $\sigma_i = \sigma_T$  не выполняется, пластические деформации отсутствуют.



Рисунок 5 – Изолинии растягивающих напряжений в нижнем углу зоны перехода (вариант 2). Изолинии, МПа: 1 = +450, 2 = +400, 3 = +350, 4 = +300

Nº 4(12)

2012

Растяжение корпуса автосцепки нормативным продольным усилием в 2,5 MH с реализацией схемы приложения нагрузки по варианту 6 (см. рисунок 2) приводит к формированию в

области нижнего угла зоны перехода трехосного растяжения с компонентами, близкими к пределу текучести материала или превышающими его:  $\sigma_x = 988,1$  МПа,  $\sigma_y = 322$  МПа,  $\sigma_z = 165,3$  МПа. Условие  $\sigma_i = \sigma_T$  выполняется при продольном растягивающем усилии в 1,27 МН. Особое внимание следует обратить на тот факт, что концентрация напряжений и выполнение условия  $\sigma_i = \sigma_T$  наблюдаются на очень узком участке в непосредственной близости от сопряжения головы автосцепки и хвостовика.

В таблице приведены обобщенные данные по значениям напряжений в верхнем и нижнем углах зоны перехода от головы автосцепки к хвостовику при различных вариантах нагружения.

Значения напряжений в верхнем и нижнем углах зоны перехода от головы автосцепки к хвостовику при различных вариантах нагружения

Вариант нагружения	Значения напряжений, МПа				
(рисунок 2)	$\sigma_x$	$\sigma_{y}$	$\sigma_z$		
Верхний угол зоны перехода					
Вариант 1	-191,5432,4	-63,8156,6	339,7 434.3		
Вариант 2	+153,2 +345,9	+51,0 +125,3	271,8 347,4		
Вариант 3	-401,2865,0	-100,5201,6	510,0		
Вариант 4	+344,1 +740,7	+86,7 +258,6	505,3510,0		
Вариант 5	+32,2 +125,8	-17,3 +7,2	113,0 168,4		
Вариант 6	-27,5107,8	-6,9 +14,7	95,7 144,1		
Нижний угол зоны перехода					
Вариант 1	-461,1610,0	-120,9136,4	418,8510,0		
Вариант 2	+461,2+488,7	+109,7+171,8	448,4503,6		
Вариант 3	-74,5280,4	-63,7115,7	211,9313,8		
Вариант 4	+63,9+239,6	+54,3+59,1	180,3272,1		
Вариант 5	-576,9100,6	-157,5188,1	510,0		
Вариант 6	+492,9+820,3	+134,5+161,7	510,0		

Таким образом, проведенные исследования показали, что в зоне перехода от головы автосцепки к хвостовику при наличии вертикального эксцентриситета в контуре зацепления могут формироваться области с высокой концентрацией напряжений. Области упругопластического деформирования в этих зонах могут формироваться при нагрузках, меньших нормативных, что на практике может приводить к накоплению остаточных деформаций и формированию условий для зарождения и развития трещин.

На основе анализа полученных результатов расчетов принято решение о целесообразности внесения изменений в конструкцию корпуса автосцепки зоны перехода только в тех областях, где отмечается концентрация напряжений.

Для повышения локальной жесткости и перераспределения полей напряжений в конструкцию зоны перехода предложено ввести дополнительный элемент жесткости.

#### Список литературы

1. Костина, Н. А. Исследование повреждаемости и разработка предложений по повышению надежности корпуса автосцепки железнодорожного подвижного состава [Текст]: Автореф. дис... канд. техн. наук. – М., 1980. – 16 с.

2. Чечетов, А. В. Расчетная схема для уточненного определения напряжений в хвостовике и большом зубе автосцепки [Текст] / А. В. Чечетов // Вопросы исследования надежности и динамики элементов подвижного состава железных дорог и подъемно-транспортных машин / Брянский гос. техн. ун-т. – Брянск, 1974. – С. 104 – 111.

3. Киселев, А. С. Повышение сопротивляемости разрушению крупногабаритных деталей при сварке и термообработке на основе анализа напряженно-деформированного состояния путем реализации рациональных конструктивно-технологических решений [Текст]: Дис... канд. техн. наук. – М., 1990. – 192 с.

4. Исследование напряженно-деформированного состояния автосцепок четырехосных вагонов и вагонов повышенной массы [Текст]: Отчет о НИР (промежут.) / Московский гос. ун-т путей сообщения; Руководитель А. А. Хохлов. № 64/86 – М., 1987. – 102 с.



5. Саврухин, А. В. Совершенствование конструкций массивных несущих деталей подвижного состава на основе анализа напряженно-деформированного состояния при эксплуатационных и технологических воздействиях [Текст]: Дис... канд. техн. наук. – М., 2005. – 349 с.

УДК 629.4.027.4

#### А. В. Обрывалин

### ВОССТАНОВЛЕНИЕ ПРОФИЛЯ КАТАНИЯ ВАГОННЫХ КОЛЕС ПОВЫШЕННОЙ ТВЕРДОСТИ С ЭКСПЛУАТАЦИОННЫМИ ДЕФЕКТАМИ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРОИСХОЖДЕНИЯ

В статье дан краткий анализ существующей технологии ремонта вагонных колес повышенной твердости и определены ее основные недостатки. Исследовано влияние качества механической обработки колес на напряженное состояние в системе «колесо – рельс». Автором разработана и предложена перспективная технология ремонта колес, позволяющая сократить расход режущего инструмента, повысить качество механической обработки и продлить срок эксплуатации железнодорожных колес.

В настоящее время актуальна проблема, связанная с восстановлением профиля катания вагонных колес повышенной твердости, поступающих в ремонт с термомеханическими повреждениями (ползунами, наварами и выщербинами первого рода).

Результаты анализа позволяют утверждать, что внедрение в эксплуатацию колесных пар с колесами из стали повышенной твердости позволило сократить число отцепок грузовых вагонов по таким дефектам колесных пар, как прокат, вертикальный подрез гребня, тонкий гребень, и другим, связанным со смятием и истиранием металла от давления на площадке контакта и действия сил трения качения и трения скольжения. Однако повышение твердости колесной стали не решило кардинально проблему образования термомеханических повреждений (ТМП) на поверхности катания вагонных колес, так как процесс заклинивания вагонного колеса и его механические свойства не взаимосвязаны. Таким образом, основной объем механической обработки (более 62 % вагонных колес) при восстановлении профиля «твердых» колес нацелен на устранение ТМП.

Процесс обточки «твердых» колес с ТМП на колесотокарных станках сопровождается ударными нагрузками, которые, во-первых, приводят к отжиму режущего инструмента от обрабатываемой поверхности колеса, в результате чего на обработанной поверхности в области ТМП остаются характерно выраженные выступы, являющиеся концентраторами дополнительных напряжений в пятне контакта колеса и рельса, т. е. очагами образования выщербин второго рода, и, во-вторых, приводят к разрушению режущего инструмента, что увеличивает себестоимость и снижает производительность механической обработки. Вследствие этого расход режущего инструмента при обточке «твердых» колес по сравнению с расходом при восстановлении профиля стандартных колес возрос в три – пять раз, а производительность механической обработки снизилась в два – три раза [2].

Кроме того, из-за снятия в стружку от 3 до 5 мм основного слоя металла при каждой обточке, что эквивалентно 120 – 200 тыс. км пробега, восстановление профиля по существующей технологии приводит к сокращению срока службы колеса.

Анализ состояния поверхности колеса при выходе колесной пары из ремонта показывает, что после обточки колес с ползунами на поверхности остаются характерно выраженные выступы, которые образуются из-за недостаточной жесткости технологической системы. Размеры технологически наследованных выступов (THB) зависят от многих факторов: жесткости технологической системы, режимов резания, состояния режущего инструмента, качества поверхности после черновой обработки, размеров дефекта и т. п., поэтому установить общую закономерность зависимости размеров THB непросто. Так, результаты измерений профиля катания колеса по длине окружности при помощи индикатора ИРБ ГОСТ 5584-75 в вагонных депо Омска показали, что размеры ТНВ могут составлять от 100 до 750 мкм.

Процесс качения по рельсу колеса, имеющего на поверхности катания технологически наследованный выступ, сопровождается ударными нагрузками, являющимися самым характерным проявлением динамических нагрузок (рисунок 1, для наглядности размер THB утрирован).



Рисунок 1 – Взаимодействие рельса и колеса с ТНВ

По Герцу, упругая сила контактного взаимодействия тел при ударе зависит от деформации *х* и определяется так:

$$f(x) = cx^{\frac{3}{2}}.$$
(1)

Хант и Кроссли ввели в модель удара Герца силу сопротивления и показали, что сила ударного взаимодействия тела и препятствия определяется соотношением:

$$f(x,\dot{x}) = cx^{n} + b \cdot c \cdot x^{n} \dot{x}.$$
(2)

Обобщая модель (2), Боровин Г. К., Дягель Р. В. и Лапшин В. В. получили уравнение движения тела при ударе [1]:

$$m\dot{x} = f(x) + b \cdot f(x) \cdot \dot{x}.$$
(3)

Если обозначить потенциальную энергию упругой деформации через  $\Pi(x)$ ,

$$\Pi(x) = \int_{0}^{x} f(x)dx,$$
(4)

и исключить время *t* из дифференциального уравнения движения с помощью преобразования  $\ddot{x} = \frac{dV}{dt} = \frac{dV}{dx}\frac{dx}{dt} = V\frac{dV}{dx}$ , то в итоге получим уравнение движения в виде первого интеграла:

$$\ln(1+bV) - bV = \ln(1+bV_0) - bV_0 + \frac{b^2}{m}\Pi(x).$$
(5)

Разрешив выражение (5) относительно скорости V при помощи специальной функции W Ламберта, определяем максимальную деформацию тела [1]:

$$x_{\max} = \left[\frac{(n+1)(m+m_1)}{cb^2}(bV_0 - \ln(1 - bV_0))\right]^{\frac{1}{n+1}},$$
(6)



где n – постоянная, которая определяется формой поверхности тела и препятствия в окрестности точки соприкосновения; в частности, для сферической поверхности тел  $n = \frac{3}{2}$ ;

b – постоянная сопротивления, для закаленной стали b = 0,1 с/м;

с-коэффициент упругости;

*V*<sub>0</sub> – начальная скорость удара, м/с.

Исследуя ударное взаимодействие колеса с ползуном и рельса, профессор Мещеряков В. Б. установил, что начальная скорость удара  $V_0$  зависит от скорости вагона V и вычисляется по формулам [3]:

$$V_0 = \frac{3Vl}{4R} \operatorname{при} V < \tilde{V}; \tag{7}$$

$$V_0 = \frac{\tilde{V}l(\tilde{V}+0.5V)}{R(\tilde{V}+V)} \text{ при } V > \tilde{V},$$
(8)

где *l* – длина отрезка (AB, CD) поверхности колеса в момент его ударного взаимодействия с рельсом, м (см. рисунок 1);

 $\tilde{V}$  – предельное значение скорости, м/с, при котором давление колеса на рельс обращается в ноль и определяется по выражению:

$$\tilde{V} = \sqrt{gR\left(1 + \mu \frac{m_1}{m}\right)}.$$
(9)

В процессе ударного взаимодействия колеса и рельса происходит резкий скачок контактной силы, что, соответственно, также приводит к резкому увеличению напряжений в пятне контакта колеса и рельса (рисунок 2).



Рисунок 2 – Изменение максимальных напряжений в пятне контакта системы «колесо – рельс» при осевой нагрузке в 20 т

Метод расчета на прочность рекомендует определять наибольшие напряжения в центре эллипса касания колеса и рельса по формуле:

$$\sigma_{\max} = \frac{3P_{\max}}{2\pi ab},\tag{10}$$

где *a*, *b* – соответственно ширина и длина контактной площадки, мм;

*P*<sub>max</sub> – максимальная нагрузка, Н, определяемая по выражению:

$$P_{\max} = F_{\max} + (m + \mu m_1)g - m\frac{V^2}{R},$$
(11)

здесь  $F_{\text{max}} = c \cdot x_{\text{max}}^{\frac{3}{2}}$  – максимальная упругая сила контактного взаимодействия тел при ударе, Н.

Из рисунка 2 видно, что в процессе взаимодействия THB колеса с рельсом наблюдается значительное увеличение контактных напряжений, которые превышают предел текучести материала, что вызывает изменение геометрических параметров профиля поверхности контакта и наклеп, приводящий к уменьшению ресурса пластичности металла. По мере увеличения числа циклов нагружений колеса и рельса в них происходят необратимые изменения, приводящие к усталостному разрушению материала.

Расчет на усталостную долговечность позволил построить кривую усталости колесной стали повышенной твердости (рисунок 3).

Анализ кривой усталости показывает, что при превышении напряжения в пятне контакта колеса и рельса величины 1 – 1,1 ГПа в колесной стали повышенной твердости зарождаются и развиваются усталостные трещины, приводящие в дальнейшем к местному выкрашиванию металла. Число циклов до разрушения зависит от величины контактных напряжений и сокращается с их увеличением.

Анализ рисунков 2 и 3 позволил определить зависимость пробега колеса повышенной твердости до образования выщербины браковочного размера (9120 мм<sup>3</sup>) от высоты макровыступов (рисунок 4).



Рисунок 3 – Кривая усталости колесной стали повышенной твердости





Из полученной зависимости, представленной на рисунке 4, следует, что с целью избежания преждевременного изъятия колесной пары с колесами повышенной твердости из эксплуатации по наличию на поверхности катания выщербины допустимая высота макронеровностей после обточки не должна превышать 0,2 мм. Существующая технология восстановления профиля колеса не обеспечивает заданного уровня качества обработки профиля колеса.

Для обеспечения заданного качества обработки поверхности катания колеса разработан способ удаления термомеханических повреждений путем местного силового врезного шлифования. Суть способа заключается в том, что термомеханические повреждения (ползуны,

выщербины) с поверхности катания железнодорожного колеса предлагается вышлифовывать шлифовальным кругом. Для реализации данного способа обработки шлифовальный круг 1 (рисунок 5) совершает следующие виды движения: вращательное движение шлифовального круга, которое обеспечивает непосредственно срезание слоя металла с поверхности катания колеса 2 и является главным движением; движение по криволинейной траектории в форме эллипса в вертикальной плоскости относительно оси колесной пары, обеспечивающее непрерывность процесса обработки всего дефектного участка и являющееся движением подачи; поступательное движение в горизонтальной плоскости перпендикулярно оси колесной пары, которое обеспечивает врезание шлифовального круга в металл обрабатываемого участка колеса на заданную глубину резания.



Рисунок 5 - Схема механической обработки вагонного колеса шлифовальным кругом

Применение рассмотренного способа удаления термомеханических повреждений путем местного силового врезного шлифования в качестве предварительной технологической операции позволяет создать более благоприятные условия для работы режущего инструмента на последующей токарной операции. Вырезанием с поверхности катания колеса упрочненного слоя металла придается однородность механическим свойствам колесной стали в области припуска на восстановление профиля колеса, т. е. твердость металла колеса по всему профилю будет находиться в пределах 350 – 400 HB, что позволит существенно снизить отжатие режущего инструмента от обрабатываемой поверхности и обеспечить заданное качество обработки, а соответственно продлить срок службы колеса.

#### Список литературы

1. Боровин, Г. К. Нелинейная вязкоупругая модель коллинеарного удара [Текст] / Г. К. Боровин, Р. В. Дягель, В. В. Лапшин // Препринты ИПМ им. М. В.Келдыша. – М., 2008.

### № 53.–18 c.

2. Симсиве, Д. Ц. Прогнозирование износа режущего инструмента при высокоскоростной обработке колес повышенной твердости [Текст] / Д. Ц. Симсиве, Т. Б. Брылова, Ж. В. Симсиве // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2012. – № 1 (9). – С. 32 – 39.

3. Смалев, А. Н. Оценка влияния малых масс системы «колесо – рельс» на статические характеристики ее динамики [Текст] / А. Н. Смалев // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2011. – № 1 (5). – С. 20 – 30.

УДК 621.01/.03; 629.4

А. А. Ражковский, В. В. Ядуванкин

### ОБОСНОВАНИЕ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ КОЛЕС ПОВЫШЕННОЙ ТВЕРДОСТИ

В статье рассмотрены вопросы обработки железнодорожных колес повышенной твердости, причины излома режущего инструмента, пути повышения стойкости инструмента.

Колесные пары грузовых вагонов предназначены для направления движения по рельсовому пути и восприятия всех нагрузок, передающихся от вагона на рельсы и обратно. Они являются наиболее ответственными узлами вагонов, от их исправного состояния во многом зависят безопасность движения поездов и работоспособность вагона. Поэтому существуют определенные требования, которым должны удовлетворять колесные пары: они должны иметь достаточные прочность и износостойкость, небольшую массу для снижения тары вагона и уменьшения динамического воздействия на верхнее строение пути и некоторую упругость для смягчения динамических сил. При этом колесные пары эксплуатируются в сложных условиях: в различных температурных режимах (от – 50 °C до + 60 °C) и с различной интенсивностью использования вагона [1].

В наиболее сложных условиях нагружения находится обод и особенно та его поверхность, которой он катится по рельсу (так называемая поверхность катания). Металл обода должен обладать большой прочностью, ударной вязкостью, износостойкостью, металл ступицы, удерживающейся на оси, – силами упругости и необходимой вязкостью.

Крайнюю озабоченность вызывает состояние колес, средний срок службы которых сократился с 15 лет в 1973 г. до шести лет (по самым оптимистическим подсчетам) в 2002 г. за этот период произошли существенные изменения в интенсивности образования и характере дефектов. Если до начала 80-х гг. основной неисправностью железнодорожных колесных пар был неравномерный прокат (процент колесных пар с суммарными дефектами ползунами, выщербинами и наварами составлял менее 20 % [2]), то к 1995 г. отбраковка в основном проводилась уже по остроконечному накату и «тонкому» гребню. Все эти дефекты относятся к износу в процессе эксплуатации, что является нормальной работой колеса. При этом с 1989 г. наблюдается интенсивный рост числа браков по выщербинам (выкрашивание металла), к 1995 г. их число выросло в 17 раз, а к 2002 г. они стали одним из преобладающих видов брака.

Для продления срока службы колес с 2003 г. начали применять колеса повышенной твердости ТУ 0943-157-01124328-2003. Вместе с тем, как показывает практика, количество колесных пар, поступающих в ремонт по наличию термомеханических повреждений на поверхности катания колес, не уменьшилось и составляет 62 % от общего числа колесных пар [3].

Кроме того, процесс восстановления профиля колес повышенной твердости характеризуется высокими затратами, обусловленными повышенным расходом твердосплавных режущих пластин, который в три – пять раз выше расхода при восстановлении профиля стандартных вагонных колес. Режущие пластины разрушаются из-за ударных нагрузок, возникающих от термомеханических повреждений вагонных колес и превышающих предел прочности режущего инструмента [3]. Резец работает под действием знакопеременных нагрузок и за каждый оборот колеса испытывает циклические нагружения, которые можно смоделировать в виде консольной балки, закрепленной с одной стороны и испытывающей нагрузки – с другой. Поэтому существует необходимость расчета резца на основе сопротивляемости силе резания.

Рассмотрим ситуацию обработки колесной пары с термомеханическим повреждением в виде выщербины.

Приняты допущения: при точении поверхности колеса без дефектов можно считать, что


резец нагружен статически на малых интервалах времени. Резец можно считать балкой, защемленной одним концом и нагруженной на другом тремя силами: Pz, Py, Px, создающими сложное напряженно-деформированное состояние в державке резца. Однако, как показывает анализ [4 – 6], прочность резца с достаточной для практики точностью может быть рассчитана по силе Pz.

Представим резец в виде консольной балки с защемлением с одной стороны и действующей силой P - c другой. Прогиб конца резца определяем по методу Мора [7] с использованием правила Верещагина: перемножением грузовой (M) и единичной ( $\overline{M}$ ) эпюр.

Тогда статический прогиб резца

$$\Delta_{\rm c} = \sum \int \frac{MM}{EJ_{\rm p}} ds, \tag{1}$$

путем преобразований статический прогиб резца можно рассчитать как

$$\Delta_{\rm c} = \frac{Pl^3}{3EJ_{\rm p}},\tag{2}$$

где Р – сила, действующая на резец, Н;

*l* – вылет резца, м;

E – модуль упругости для стали державки, Па (E =2,1·10<sup>11</sup> Па);

 $J_{\rm p}$ - момент инерции для поперечного сечения резца, м<sup>4</sup>.

Сечение резца примем прямоугольной формы, поэтому момент инерции

$$J_{\rm p} = \frac{bh^3}{12},\tag{3}$$

где *b* и *h* – ширина и высота резца, м.

Для колесотокарного станка РТ-905 при обточке колесной пары с размерами державки в сечении 0,065 м на 0,04 м и вылете 0,05 м при действующей силе резания 2,5<sup>\*</sup>10<sup>4</sup> Н статический прогиб равен 1,43<sup>\*</sup>10<sup>-5</sup> м.

Для определения напряжений и перемещений при ударе воспользуемся методикой [8].

Приближенный расчет на удар основан на следующих допущениях:

 в ударяемой конструкции возникают напряжения, не превосходящие предела пропорциональности, и закон Гука при ударе сохраняет свою силу;

- удар является неупругим, и после удара тела не отделяются друг от друга;

- ударяющее тело является абсолютно жестким и не деформируется;

- сопротивление движению не учитывается;

– масса ударяемой конструкции мала по сравнению с массой ударяющего тела и в расчет не принимается.

Наибольшее динамическое перемещение при ударе в точке падения груза  $\Delta_{\rm Z}$  определяется по формуле:

$$\Delta_{\rm m} = k_{\rm m} \Delta_{\rm c}, \tag{4}$$

Nº 4(12)

2012

где  $\Delta_{c}$  – перемещение в той же точке от статически приложенной силы *P*;

 $k_{\rm d}$  – динамический коэффициент, или коэффициент удара, который показывает, во сколько раз динамическое перемещение больше статического,

$$k_{\mu} = 1 + \sqrt{1 + \frac{v^2}{g\Delta_{\rm c}}} = 1 + \sqrt{1 + \frac{2h}{\Delta_{\rm c}}};$$
(5)

$$\Delta_{\mu} = \Delta_{c} \left(1 + \sqrt{1 + \frac{2h}{\Delta_{c}}}\right) = \Delta_{c} \left(1 + \sqrt{1 + \frac{v^{2}}{g\Delta_{c}}}\right).$$
(6)

Описанный общий прием расчета на удар предполагает, что вся кинетическая энергия ударяющего тела целиком переходит в потенциальную энергию деформации упругой системы. Это предположение не точно. Кинетическая энергия падающего груза частично превращается в тепловую энергию и энергию неупругой деформации основания, на которое опирается система.

Вместе с тем при высоких скоростях удара деформация за время удара не успевает распространиться на весь объем ударяемого тела и в месте удара возникают значительные местные напряжения, иногда превосходящие предел текучести материала. Часть кинетической энергии превращается в энергию местных деформаций даже и в том случае, когда скорость удара мала, но жесткость или масса ударяемой конструкции велика.

Преобразуем выражение

$$\frac{2h}{\Delta_{\rm c}} = \frac{Ph}{\frac{1}{2}P\Delta_{\rm c}} = \frac{T_{\rm o}}{U_{\rm c}},\tag{7}$$

где  $T_{o}$  – энергия ударяющего тела к моменту начала удара, Дж;

 $U_{\rm c}$  – потенциальная энергия при статической деформации, Дж.

Тогда выражение для расчета динамического коэффициента может быть представлено в виде:

$$k_{\mu} = 1 + \sqrt{1 + \frac{T_{o}}{U_{c}}}$$
 (8)

Потенциальная энергия при статической деформации

$$U_{\rm c} = \frac{1}{2} P \Delta_{\rm c} = \frac{P^2 l^3}{6EJ},\tag{9}$$

*U*<sub>c</sub> = 0,179 Дж.

Кинетическая энергия вращающейся колесной пары

$$T_{\rm o} = \frac{J\omega^2}{2},\tag{10}$$

где  $\omega$  – угловая скорость вращения колесной пары, с<sup>-1</sup>;

*J* – момент инерции колесной пары, кг м<sup>2</sup>.

Согласно технологической документации в процессе обточки колесной пары устанавливается частота вращения 20 об/мин, при этом угловая скорость вращения колесной пары равна 2,09 с<sup>-1</sup>.

Колесная пара состоит из двух одинаковых колес и оси, поэтому ее момент инерции будет состоять из суммы моментов составных частей. В процессе обточки колесная пара закреплена с обеих сторон на станке и на каждое колесо постоянно воздействует режущий инструмент. Поэтому для расчета воздействия на режущий инструмент примем момент инерции колесной пары равным сумме моментов инерции одного колеса и половины оси.

Так как колесо является телом сложной формы, то его момент инерции можно рассчитать как сумму моментов инерции отдельных его частей (рисунок 1).

Момент инерции оси



$$J_{\rm ocu}^{\rm np} = \frac{m_{\rm ocu}^{\rm np} R_{\rm ocu}}{2}.$$
 (11)

Момент инерции диска колеса

$$J_{\text{диска}} = \int_{R_{\text{осн}}}^{R_{\text{диска}}} \rho^2 dm.$$
(12)

Момент инерции обода колеса

$$J_{\text{обода}} = \int_{R_{\text{диска}}}^{R_{\text{кат}}} \rho^2 dm.$$
(13)

Тогда момент инерции колесной пары

$$J = J_{\rm ocu}^{\rm np} + J_{\rm диска} + J_{\rm oбода}.$$
 (14)

Средний радиус колеса, поступающего в ремонт с обточкой поверхности катания,  $R_{\text{кат}} = 0,46$  м.

Тогда момент инерции для колесной пары  $J = 38,2 \text{ кг} \cdot \text{м}^2$ , а динамический коэффициент  $k_{\pi} = 21,58$ .

Взаимодействие тел, при котором за очень малый промежуток времени скачкообразно возникают конечные изменения скорости этих тел, называют ударом.

Наибольшее динамическое перемещение режущего инструмента  $\Delta_{\pi} = 3,06 \cdot 10^{-4}$  м.

Рассчитаем напряжения, возникающие в режущем инструменте [8].

Нормальные напряжения в любой

точке сечения прямо пропорциональны величине изгибающего момента и расстоянию точки от нейтральной оси и обратно пропорциональны моменту инерции сечения относительно нейтральной оси.

Нейтральная ось проходит через центр тяжести сечения и перпендикулярна к плоскости действия сил.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Нормальные напряжения при изгибе (статическом нагружении)

$$\sigma_{\rm cr} = \frac{M_{\rm HSF}}{W},\tag{15}$$

где W – момент сопротивления материала кассеты, м<sup>3</sup>.

Момент сопротивления сечения кассеты

$$W = \frac{bh^2}{6}.$$
 (16)

Таким образом,

$$\sigma_{\rm cr} = \frac{6Pl}{bh^2},\tag{17}$$

Nº 4(12)

2012

 $\sigma_{\rm cr} = 7,21 \cdot 10^7 \,\Pi a = 72,1 \,$  MIIa.



Рисунок 1 – Определение среднего радиуса обода

Нормальные напряжения и усилия по закону Гука, возникающие при ударе (динами ческом нагружении), пропорциональны статическим:

$$\sigma_{\rm g} = k_{\rm g} \sigma_{\rm cr}, \tag{18}$$

 $σ_{II} = 1541,5 \text{ M}\Pi a = 1,54 \Gamma \Pi a.$ 

Предел прочности отечественных режущих твердосплавных пластин не превышает 5,5 – 6,0 ГПа, а импортных, в частности фирмы Sandvik – Coromant, – не более 6,5 – 7 ГПа ( $\sigma_{\pi} < [\sigma]$ ).

Согласно выполненному расчету резец способен выдержать ударные нагрузки даже при трехкратном увеличении силы резания.

Рассмотрим подробно ситуацию прерывистого точения, когда при точении резец теряет контакт с обрабатываемой деталью, за счет резкого прекращения воздействия нагружающий силы (силы резания) резец начинает совершать колебательные движения.

Обязательным условием получения требуемой точности и шероховатости обработанной поверхности при применении оптимальных режимов является устойчивость движения при резании. Для этого технологическая система должна быть виброустойчивой и не должна допускать существенных колебаний. Наблюдения показали, что в зависимости от условий работы возбужденные колебания детали и инструмента могут быть низкочастотными или высокочастотными; возникают они одновременно или независимо друг от друга. Как правило, низкочастотные колебания имеет деталь, а высокочастотные – инструмент. Ухудшая качество обработки, возбужденные колебания определенной амплитуды и частоты могут одновременно снизить стойкость инструмента.

При всех известных видах обработки наблюдаются два вида колебаний: вынужденные и самовозбуждающиеся. Вынужденные колебания появляются из-за периодичности действия возмущающей силы, они могут возникнуть вследствие прерывистого характера процесса резания; дисбаланса вращающихся частей станка, детали и инструмента; дефектов в механизмах станка (в зубчатых и ременных передачах, гидросистеме и т. п.); неравномерности припуска, оставленного на обработку; передачи колебаний станку от других работающих станков или машин, находящихся поблизости.

Устранение вынужденных колебаний не встречает принципиальных трудностей, так как при исключении обнаруженного источника колебаний вибрации прекращаются.

Самовозбуждающиеся колебания, или автоколебания, возникают при отсутствии видимых внешних причин. К ним относятся такие колебания, у которых переменная сила, поддерживающая колебательный процесс, создается и управляется самими колебаниями.

При резании возбудителем автоколебаний является неоднозначная сила резания при врезании лезвий инструмента в деталь и отталкивании от нее. При наличии в системе «деталь – инструмент самовозбуждения» случайно возникшее малое колебание усиливается до некоторой установившейся величины с амплитудой, при которой наступает равновесие между энергией, поддерживающей колебания, и энергией рассеивания. Экспериментальные исследования вибраций, проведенные А. И. Кашириным, А. П. Соколовским, Л. К. Кучмой и другими исследователями, показали, что частота колебаний не зависит ни от режима резания, ни от геометрических параметров инструмента, а определяется жесткостью и массой технологической систем, возрастая при увеличении жесткости и уменьшении массы. В то же время амплитуда колебаний в отличие от частоты зависит не только от массы и жесткости колебательной системы, но и от рода материала обрабатываемой детали, геометрических параметров инструмента и режима резания. Постоянство частоты и переменность амплитуды колебаний при изменении условий резания свидетельствуют об автоколебательной природе вибраций.

Амплитуда автоколебаний зависит как от размеров срезаемого слоя, так и от скорости резания. Размеры срезаемого слоя влияют на амплитуду по-разному: увеличение толщины срезаемого слоя, следовательно, и подачи уменьшает амплитуду колебаний, а ширины среза-

емого слоя (глубины резания) – увеличивает ее. Скорость резания на амплитуду колебаний влияет немонотонно. Вначале при увеличении скорости резания амплитуда возрастает, а после достижения определенного значения скорости начинает уменьшаться. Скорость резания, соответствующая максимальной амплитуде, и ширина зоны скоростей, при которых существует вибрация, определяются родом материала обрабатываемой детали и условиями ее работы [4, 6].

Для расчета колебаний резца за основу примем методику, изложенную в источниках [8, 9]. По закону Гука сила пропорциональна прогибу:

$$P = c\Delta_{\rm c},\tag{19}$$

где *с* – коэффициент упругости (коэффициент жесткости), он численно равен силе, которую надо приложить к резцу для того, чтобы изменить прогиб на единицу.

Зная силу резания и статический прогиб, можно определить жесткость резца: с = 1,75·10<sup>9</sup> Н/м. Масса металла незакрепленной части резца

$$n = V\rho, \tag{20}$$

где V – объем металла незакрепленной части резца м<sup>2</sup>;

 $\rho$  – плотность стали резца,  $\rho = 7800 \text{ кг/м}^3$ ;

$$V = bhl, \tag{21}$$

m = 1,014 Kr;

 $k = 4,15 \cdot 10^4$  Гц.

Линейная скорость точек обрабатываемой поверхности вращающегося колеса

$$\vartheta = R\omega,\tag{22}$$

Nº 4(12)

2012

 $\theta = 0,97$  м/с.

Зададимся начальными условиями:  $x_0 = \Delta_{cr}$ ,  $x_0 = 1,43 \cdot 10^{-4}$  м;  $\dot{x}_0 = 9$ ,  $\dot{x}_0 = 0,97$  м/с;  $b_1 = 2,73 \cdot 10^{-5}$  м; a = 0,549 рад.

Таким образом, закон свободных колебаний в данном случае будет иметь вид:  $x_1 = 2,73 \cdot 10^{-5} \sin(4,15 \cdot 10^4 t + 0,549).$ 

Для получения законов скорости и ускорений найдем первую и вторую производные соответственно:  $\vartheta(t) = \dot{x}_1 = 1,13295\cos(4,15\cdot10^4t+0,549), \quad a(t) = \ddot{x}_1 = -4,72\cdot10^4\sin(4,15\cdot10^4t+0,549)$ 

Построим графики  $x_1$ ,  $\dot{x}_1$  и  $\ddot{x}_1$  на интервале от 0 до 0,4 с (рисунок 2).



Рисунок 2 – Графики  $x_1$ ,  $\dot{x}_1$  И  $\ddot{x}_1$  на интервале от 0 до 0,4 с

Как видно из графика на рисунке 2, в любой момент времени на интервале от 0 до 0,4 с можно определить взаимное положение, скорость и ускорение резца относительно обрабатываемой детали (таблица).

Определение  $x_1$ , v(t) и a(t)

Номер	<i>t</i> , c	<i>х</i> <sub>1</sub> ( <i>t</i> ), м	<i>v(t)</i> , м/с	$a(t), \mathrm{M/c}^2$
точки				
1	0,030	0,000027	-0,6	-46500
2	0,055	0,000015	-1,1	-25000
3	0,068	0	-1,13	0

Рассчитаем изменение коэффициента удара, если резец будет обладать не только потенциальной энергией, но и кинетической за счет вибрационного движения. Для приближенного решения задачи заменим стержень с распределенной массой невесомым стержнем с одной сосредоточенной приведенной массой в точке удара (рисунок 3). Коэффициент приведения для консольной балки k = 0,236 [8].



Рисунок 3 – Схема замены стержня с распределенной массой невесомым стержнем с сосредоточенной массой в точке удара

Приведенная масса кассеты

$$m_{\rm прив} = mk, \tag{23}$$

где *т* – масса кассеты (вынесенной части);

*k* – коэффициент приведения,

*m*<sub>прив</sub> = 0,239 кг.

Кинетическая энергия колеблющегося резца

$$T_1 = \frac{m_{\text{прив}} \mathcal{9}_{\text{max}}^2}{2}, \qquad (24)$$

где  $\mathscr{G}_{\max}$  – максимальная скорость резца, м/с,  $\mathscr{G}_{\max}$  =1,13 м/с;  $T_1 = 0,152$  Дж.

Рассмотрим два критических случая, когда резец на максимальной скорости движется на «удар» и когда он движется в противоположную сторону. Когда направления движения резца и обрабатываемой поверхности колеса совпадают (рисунок 4,а), тогда

$$k_{\mu 1} = 1 + \sqrt{1 + \frac{T_o}{U_c + T_o}}; \quad k_{\mu 1} = 16$$



В случае, когда движение резца направлено в сторону, противоположную движению обрабатываемой поверхности (рисунок 4,6),  $k_{\rm g2} = 1 + \sqrt{1 + \frac{T_{\rm o}}{U_{\rm o} - T_{\rm o}}}; \quad k_{\rm g2} = 53, 4.$ 



Рисунок 4 – Удар при различных положениях движения резца: а – совпадение направления скорости резца и колеса, б – встречное движение колеса и режущей кромки

Рассчитаем нормальные напряжения с использованием полученных динамических коэффициентов  $k_{\rm g}$ ,  $k_{\rm g1}$  и  $k_{\rm g2}$ , с учетом изменения силы резания от 25 до 60 кН (рисунок 5).



Рисунок 5 – График изменения контактных напряжений при постоянной скорости резания

Таким образом, можно сделать вывод о том, что при повышенной силе резания существует возможность разрушения режущей кромки инструмента за счет его колебаний и дефектов обрабатываемой поверхности. Возникает проблема уменьшения вибраций, которые позволят продлить срок службы режущего инструмента. Уменьшения вибраций можно добиться за счет исключения прерывистого резания путем увеличения глубины резания, что

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

скажется на работоспособности инструмента, путем вышлифовки [2], когда нагрузка на резец уменьшается и плавно возрастает при прохождении дефекта, или необходимо создать условия, при которых резец постоянно будет нагружен.

#### Список литературы

1. Смалев, А. Н. Оценка влияния малых масс системы «колесо – рельс» на статистические характеристики ее динамики [Текст] / А. Н. Смалев // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2011. – № 1 (5). – С. 20 – 30.

2. Обрывалин, А. В. Обеспечение работоспособности цельнокатаных колес повышенной твердости, поступающих в ремонт с термомеханическими повреждениями [Текст]: Дис... канд. техн. наук. – Омск, 2010. – 137 с.

3. Рыбик, В. А. Повышение эффективности восстановления колесных пар подвижного состава [Текст]: Дис... канд. техн. наук. – Омск, 2000. – 151 с.

4. Бобров, В. Ф. Основы теории резания металлов [Текст] / В. Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 344 с.

5. Режимы лезвийной обработки деталей ГТД [Текст] / В. Ц. Зориктуев, В. В. Постнов и др. / Уфимский авиационный ин-т. – Уфа, 1991. – 80 с.

6. Симсиве, Д. Ц. Прогнозирование износа режущего инструмента при высокоскоростной обработке колес повышенной твердости / Д. Ц. Симсиве, Т. Б. Брылова, Ж. В. Симсиве // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск.– 2012. – № 1(9). – С. 32 – 38.

7. Любомиц, М. И. Справочник по сопротивлению материалов [Текст] / М. И. Любомиц, Г. М. Ицкович. – М.: Высшая школа, 1969. – 464 с.

8. Александров, А. В. Сопротивление материалов [Текст] / А. В. Александров, В. Д. Потапов, Б. П. Державин. – М.: Высшая школа, 2003. – 560 с.

9. Шилер, В. В. Исследование динамических свойств колесной пары с гибкими независимо вращающимися бандажами [Текст] / В. В. Шилер, П. А. Шипилов, А. В. Шилер // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2011. – № 4 (8). – С. 69 – 75.

УДК 621.396.67

#### В. М. Рогилев

#### ИСПОЛЬЗОВАНИЕ Г-ОБРАЗНЫХ АНТЕНН С ТРАНШЕЙНЫМ ЗАЗЕМЛЕНИЕМ ДЛЯ ПОЕЗДНОЙ РАДИОСВЯЗИ

В статье приведены результаты расчетов характеристик и параметров Г-образных антенн с типовыми размерами, обеспечивающих прямую радиосвязь для абонентов в условиях железнодорожного многопутья над земной поверхностью с разными параметрами почвы. Представлен способ определения сопротивления заземления антенн, обеспечивающий эффективность их действия и дальность радиосвязи, а также защищенность от грозовых разрядов.

На железных дорогах разных категорий функционируют каналы поездной радиосвязи в гектометровом диапазоне радиоволн на отведенных для этого частотах 2,13 и 2,15 МГц, работающие с Г-образными антеннами [1]. Такие каналы могут использоваться для радиосвязи с машинистами как прибывающих на станцию поездов, так и готовящихся к отправлению. Каналы на частоте 2,15 МГц применяются для радиосвязи со специальными службами ремонта, охраны и т. п.

На рисунке 1 представлен эскиз Г-образной антенны с размерами вертикальной части H и горизонтальной – L, которую называют «крышей» антенны. Расчет параметров и характеристик Г-образных антенн производится по методикам, известным еще с 40-х – 50-х гг. прошлого века [2].



Горизонтальная часть антенны определяет эквивалентную длину надстройки *b*, увеличивающую вертикальную часть *H*, при этом реактивные сопротивления отрезков *b* и *L* в точке их соединения остаются одинаковыми при

разных их волновых сопротивлениях:

$$\begin{cases} X_{\rm r} = -jW_{\rm r}ctgkl_{\rm r}; \\ X_{\rm c} = -jW_{\rm s}ctgkb, \end{cases}$$
(1)

где  $W_{\Gamma}$  – волновое сопротивление «крыши»;

*W*<sub>в</sub> – волновое сопротивление провода
 вертикальной части антенны.

Одним из параметров Г-образной антенны является ее собственная длина волны  $\lambda O$ , т. е. наиболее длинная волна, при которой антенна становится настроенной в резонанс без добавления реактивностей. Собственная длина волны должна удовлетворять условию:



Рисунок 1 – Эскиз Г-образной антенны

$$\frac{2\pi}{\lambda_0}(l_{_{\rm B}}+b) = \frac{\pi}{2},\tag{2}$$

при этом длина отрезка b также становится зависящей от  $\lambda_0$ :

$$b = \frac{\lambda_0}{4} - l_{\scriptscriptstyle \rm B}.\tag{3}$$

Из выражений (1) с учетом (2) и (3) получается уравнение для расчета  $\lambda_0$ :

$$tgk_0 l_B = \frac{W_{\Gamma}}{W_B} ctgk_0 l_{\Gamma}, \qquad (4)$$

которое является трансцендентным и решается методом последовательных приближений. На рабочих частотах, отличных от резонансной частоты  $f_{0}$ , антенну приходится настраивать в резонанс путем подбора реактивностей и изменения коэффициента трансформации в антенносогласующем устройстве радиостанции (АнСУ).

Собственная длина волны  $\lambda_0$  зависит не только от соотношений между  $l_{\rm B}$  и  $l_{\rm r}$ , но и от волновых сопротивлений этих проводов  $W_{\rm B}$  и  $W_{\rm r}$ . При их известных значениях в результате решения уравнения (4) определяется  $\lambda_{0,}$  а затем и отрезок *b*, дополняющий вертикальную часть  $l_{\rm B}$  Г-образной антенны. Далее по известным формулам рассчитываются действующая высота антенны  $h_{\rm A}$  и сопротивление излучения  $R_{\Sigma}$  вертикально поляризованной волны, излучаемой антенной на рабочей частоте [2]:

$$\begin{cases} h_{\Pi} = \frac{\cos kb - \cos k(l_{\rm B} + b)}{k \sin k(l_{\rm B} + b)}; \\ R_{\Sigma} = 160\pi^2 \left(\frac{h_{\Pi}}{\lambda}\right)^2. \end{cases}$$
(5)

Мощность, подводимая к антенне, характеризуется выражением:

$$P_{\rm BX} = \frac{I_0^2}{2} R_{\rm BX} = \frac{I_0^2}{2} (R_{\Sigma} + R_{\rm II} + R_3), \tag{6}$$

Nº 4(12)

2012

где  $I_0$  – ток в месте подключения АнСУ;

*R*<sub>вх</sub> – входное сопротивление антенны в месте ее подключения;

 $R_{\rm m}$  – сопротивление потерь в реальных проводах антенны;

 $R_3$  – сопротивление земли.

На основании выражения (6) определяется формула для расчета КПД антенны:

$$\eta = \frac{R_{\Sigma}}{R_{\Sigma} + R_{\Pi} + R_3}.$$
(7)

Волновые сопротивления вертикального и горизонтального проводников могут быть вычислены через распределенную статическую емкость антенны *C*, которая рассчитывается по приближенному методу Хоу [2]. На основании формул для этой емкости получены выражения для расчета волновых сопротивлений проводников, ориентированных горизонтально и вертикально относительно земли:

$$W_{\rm r} = \frac{60}{n} \ln \left[ \frac{2H}{r} \left( \frac{2H}{a} \right)^{(n-1)} \cdot \frac{1}{(n-1)!} \right]; \tag{8}$$

$$W_{\rm B} = \frac{60}{n} \ln \left[ \frac{H}{r\sqrt{3}} \left( \frac{H}{a\sqrt{3}} \right)^{(n-1)} \cdot \frac{1}{(n-1)!} \right],\tag{9}$$

где *n* – число проводников, образующих вертикальную и горизонтальную части Г-образной антенны;

*r* – радиус проводника;

№ 4(12)

2012

а – расстояние между проводниками.

Многопроводные антенны являются более широкополосными, чем однопроводная железнодорожная  $\Gamma$ -образная антенна, которой не требуется широкая полоса частот. В случае одного проводника (n = 1) выражения (8) и (9) упрощаются:

$$\begin{cases} W_{\rm r} = 60 \ln\left(\frac{2H}{r}\right); \\ W_{\rm B} = 60 \ln\left(\frac{H}{r\sqrt{3}}\right). \end{cases}$$
(10)

Современные методы расчетов и компьютерные технологии вычислений позволяют, как видно из выражения (6), уточнять значения потерь в проводах и земле и рассчитывать близкие к истинным значения КПД Г-образной антенны для различных величин Н и L.

При расчетах используется метод «моментов», или метод многомерных матриц, применяемый при решении системы интегральных уравнений Галлена для проводников, образующих антенну, с наведенными в них неизвестными токами [3]. Метод сводится к разбиению каждого проводника антенны на сегменты малой длины и определению в них собственного тока и тока, наведенного от других сегментов этого и соседних проводников. Количество сегментов может достигать нескольких тысяч единиц в зависимости от новизны программы, быстродействия и памяти компьютера, а также рабочей частоты антенны.

С помощью использования вычислительных программ, выложенных в Интернете [4], были произведены расчетные оценки сопротивления потерь в проводах антенны  $R_n$ , зависящие как от высоты Н антенны, так и от длины ее «крыши» *L*. Расчеты производились для идеального провода с  $\sigma = \infty$  и медного с диаметром 6 мм, располагающихся над идеально проводящей земной поверхностью ( $\sigma_3 = \infty$ ).

В реальных же условиях распространение гектометровых радиоволн происходит над землей с различными значениями диэлектрической проницаемости  $\varepsilon$ ' и проводимости  $\sigma$ з (при влажной, сухой, мерзлой и слабопроводящей (горной) почвах). Уменьшение  $\varepsilon$ ' и  $\sigma$ з приводит к значительному поглощению землей энергии вертикальнополяризованной радиоволны, излучаемой антенной, и снижению ее коэффициента усиления *G*, а значит, и к уменьшению коэффициента полезного действия антенны  $\eta$ , которые связаны между собой известным соотношением [2]:

$$\eta = \frac{G}{D},\tag{11}$$

где *G* – реальный коэффициент усиления антенны с учетом земли;

D – ее коэффициент направленного действия (КНД), или максимальный коэффициент усиления ( $G_{\text{max}} = D$ ), так как при G = D  $\eta = 1$ .

На рисунке 2 представлены рассчитанные по программе MMANA [4] диаграммы направленности вертикально поляризованного поля радиоволны и коэффициенты усиления Г-образной антенны с размерами H = L = 20 м над землей с различными ее параметрами: а) идеально проводящей ( $\sigma = \infty$ ); б) влажной ( $\varepsilon = 20$ ,  $\sigma = 0,1$  См/м); в) средней влажности ( $\varepsilon = 10$ ,  $\sigma = 0,01$  См/м); г) сухой ( $\varepsilon = 5$ ,  $\sigma = 0,001$  См/м); д) мерзлой ( $\varepsilon = 3$  и  $\sigma = 0,001$  См/м), е) слабо проводящей (горной –  $\varepsilon = 2,5$  и  $\sigma = 0,00001$  См/м).





Проведенные расчеты показали, что направленные свойства антенны и ее коэффициент усиления G зависят от параметров земли ( $\varepsilon^1$  и  $\sigma_3$ ), тогда как входное сопротивление  $R_{\rm BX}$ 

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

оставалось неизменным при разных типах почвы, что не соответствует действительности. Это противоречие легко объясняется, если представить, что в расчетной формуле программы MMANA [4] используются только две составляющих поля радиоволны: прямая и отраженная от земли, а дифракционная составляющая поля с точными граничными условиями для земли с реальными параметрами не учитывается. На это косвенно указывает вид диаграмм направленности антенны: при всех типах почвы (кроме бесконечно проводящей земли) все они обращаются в нули вдоль касательной к поверхности земли. Из электродинамики наземного распространения радиоволн как раз и следует, что дифракционная составляющая поля волны вертикальной поляризации обеспечивает отличное от нуля поле вдоль поверхности земли [5].

Известно, что любая антенна должна иметь сопротивление заземления  $R_3$  по возможности минимальной величины, как того требует техника безопасности эксплуатации антенн. При оценке сопротивления заземления  $R_3$  Г-образных антенн вплоть до настоящего времени в диапазонах длинных и сверхдлинных радиоволн используется формула М. В. Шулейкина [2]:

$$R_{_3} = A \frac{\lambda}{\lambda_0},\tag{12}$$

где  $A = (0,5 \div 7)$ , Ом – сопротивление «заземления» резонансной антенны.

Однако неопределенность в оценке параметра A для гектометровых радиоволн во многом затрудняет работу проектировщиков и эксплуатационных служб железнодорожной радиосвязи при оценке защищенности антенны от грозовых разрядов и расчетах ее рабочей эффективности ( $h_{\alpha}$  и  $\eta$ ). Выход из положения подсказывает сопоставление формул (7) и (11):

$$\eta = \frac{R_{\Sigma}}{R_{\Sigma} + R_{\Pi} + R_{3}} = \frac{G}{D}.$$
(13)

Из выражения (13) можно получить формулу для расчета реального сопротивления земли  $R_3$ :

$$R_{3} = \frac{R_{\Sigma}D}{G} - R_{\Sigma} - R_{\pi} , \qquad (14)$$

если при расчетах становятся известными параметры антенны  $G_{\text{max}}$ , G,  $R_{\Sigma}$  и  $R_{\Pi}$ .

По результатам расчетов, выполненных в соответствии с выражениями (4), (5), (10) и (14), в таблице 1 представлены для сравнения параметры Г-образной антенны с размерами H = L = 20 м для земли с разными характеристиками.

Параметры земли ( $\hat{\epsilon}$ и $\sigma_3$ ) и проводов ( $\sigma_{\pi}$ )	R <sub>п</sub> , Ом	Ġ, дБ	G	$\Theta_{\text{макс}}$ , °	η	R <sub>3</sub> , Ом
Идеальные земля и провода, $\sigma_3 = \sigma_n = \infty$	0	4,63	2,90	0	1	0
Идеальная земля, медные провода	0,49	4,56	2,86	0	0,985	0
Влажная земля ( $\hat{\epsilon} = 20$ ; $\sigma_3 = 0,1$ См/м), здесь	0,49	3,49	2,23	16,2	0,769	7,8
и далее провода везде медные						
Земля средней влажности (є = 10;	0,49	2,31	1,702	23,8	0,586	19,01
$\sigma_3 = 0.01 \text{ Cm/m}$	0,49	0,35	1,084	33,1	0,373	45,9
Сухая земля ( $\dot{\epsilon} = 5$ ; $\sigma_3 = 0,001$ См/м)	0,49	0,25	1,059	33,8	0,365	47,6
Мерзлый грунт (ε =3; σ <sub>3</sub> =0,001 См/м)	0,49	- 0,67	0,857	33,9	0,295	65,4
Земля песчаная, мало проводящая (горная –						
$\dot{\epsilon} = 2,5; \ \sigma_3 = 0,00001 \ \text{Cm/m})$						

Таблица 1 – Параметры Г-образной антенны при *H* = *L*= 20 м

В таблицу 1 вошли дополнительные параметры  $\theta_{max}$  и G'. Первый из параметров представляет угол наклона главного лепестка диаграммы направленности антенны над плоскостью земли, по которому может быть рассчитан реальный коэффициент усиления антенны G в относительных единицах. Второй параметр G' выражает коэффициент усиления в децибелах согласно формуле:

$$G' = 10 \lg G.$$
 (15)



Важную роль в расчетах приобретает коэффициент полезного действия антенны  $\eta$ , величина которого зависит от сопротивления земли  $R_3$  (14), поскольку диаграмма направленности антенны формируется при явном влиянии земли с ее параметрами на огромных территориях, окружающих антенну.

Однако не следует забывать о том, что сопротивление земли  $R_3$  оказывает существенное влияние и на постоянную времени разряда ЭДС, наведенной в Г-образной антенне при грозовых разрядах молний. При прямом попадании молнии в антенну трудно избежать материальных потерь в оборудовании. При непрямых воздействиях коротких электрических грозовых разрядов главную роль в антенне играет ее индивидуальный самостоятельный заземлитель (ИСЗ). Заземлители бывают штыревые, траншейные, радиальные и петлевые.

Самый неэффективный заземлитель – штыревой, так как у него минимальная площадь соприкосновения с землей. Длительность наведенной ЭДС электрического разряда из-за большого сопротивления земли  $R_3$  возрастает по сравнению с первоначальной, и высоковольтное наведенное напряжение оказывает разрушающее воздействие на все параллельные цепи, связанные с антенной. Для более надежной защиты от разрушения оборудования радиостанций в регламентирующих документах требуется прокладка на глубине 0,2 - 0,3 м под землей нескольких траншейных проводников, разнесенных друг от друга на 1,5 - 2 м и соединенных с проводом ИСЗ. Траншейное заземление протягивается параллельно «крыше» антенны L от основания одной ее мачты к другой. Разветвленное траншейное заземление «расщепляет» ток электрического разряда, наведенный в антенне, на множество микротоков, образующих параллельные цепи соединения ИСЗ с землей, снижающие его сопротивление и повышающие защиту антенны от грозы.

Петлевые заземлители в отличие от траншейных прокладываются вокруг зданий, в которых кроме радиоаппаратуры могут размещаться системы СЦБ и связи. Петлевые заземлители не обязательно соединять с траншейными, обслуживающими Г-образные антенны. Радиальные заземлители работают по тому же принципу, что и траншейные, но в железнодорожной радиосвязи применяются редко.

Результаты расчетов основных параметров Г-образной антенны над влажной землей при различных значениях H и L представлены в таблице 2. Значения сопротивления  $R_3$ , приведенные в таблице 2, определены косвенным методом с использованием выражения (14). Исследование характеристик направленности Г-образных антенн показало, что главным влияющим фактором при формировании диаграмм вертикально и горизонтально поляризованного поля радиоволны, излучаемой Г-образной антенной, являются параметры почвы, над которой происходит распространение радиоволны. Чем меньше относительная диэлектрическая проницаемость  $\varepsilon^1$  и проводимость земли  $\sigma$ , тем сильнее отжимаются от земли лепестки диаграмм направленности вертикально и горизонтально поляризованных радиоволн и большая часть подводимой к антенне энергии поглощается землей.

Н, м	10		15		20		25	
L, м	20	30	20	30	20	30	20	30
W <sub>г</sub> , Ом	528	528	553	553	570	570	583	583
W в, Ом	454	454	478	478	495	495	509	509
$W_{\Gamma} / W_{B}$	1,164	1,164	1,156	1,156	1,150	1,150	1,146	1,146
λ <sub>0</sub> , м	115,5	154,9	134	173,2	153,2	191,8	172	210,9
b, м	18,8	28,7	18,5	28,3	18,3	27,95	18,15	27,72
h <sub>д</sub> , м	9,03	10,02	13,54	15,74	18,61	22,80	24,79	32,62
R <sub>Σ</sub> , Ом	6,5	8,00	14,61	19,75	27,61	41,44	48,99	84,82
R <sub>п</sub> , Ом	0,28	0,47	0,36	0,66	0,49	0,97	0,69	1,58
R <sub>3</sub> , Ом	1,33	0,55	3,64	2,58	7,8	7,07	15,2	17,49
η	0,80	0,89	0,78	0,86	0,77	0,84	0,76	0,82

Таблица 2 – Параметры Г-образных антенн при разных значениях Н и L

«Крыша» антенны *L* превращает часть подводимой к антенне мощности в энергию радиоволны горизонтальной поляризации. Эта энергия полностью не пропадает, а частично принимается горизонтальным проводом локомотивной антенны, значительно превосходящим по длине ее вертикальную часть. Важно при этом горизонтальную часть Г-образной антенны располагать параллельно оси пути, что непосредственно рекомендовано в Правилах организации сетей поездной радиосвязи.

Следует обратить внимание на то, что величина сопротивления земли  $R_3$  (см. таблицу 2) подобно сопротивлению излучения антенны  $R_{\Sigma}$  уменьшается с уменьшением высоты антенны H. Следовательно, сопротивление  $R_3$  состоит из двух составляющих: постоянного сопротивления земляных потерь, не зависящего от геометрических размеров антенны, но зависящего только от реальной проводимости земли  $\sigma_3$ , и сопротивления «преломления» радиоволны, уходящей в почву, снижающего эффективность действия антенны на рабочей частоте. При грозовой защите антенны главную роль играет сопротивление потерь, которое можно уменьшить с помощью траншейного заземления. Вторая составляющая  $R_3$  при этом мала, поскольку длительность наведенного сигнала грозового разряда все-таки во много раз превосходит период колебания частоты радиоволны, уходящей в землю.

В расчетной практике определения эффективного значения напряженности поля *E* радиоволны, излучаемого вертикальной антенной вдоль поверхности земли, применяется формула [5]:

$$E = \frac{\sqrt{30P_{\Sigma}D\eta}}{r}F = \frac{\sqrt{30P_{\Sigma}G}}{r}F,$$
(16)

где

Nº 4(12)

2012

$$F = \frac{2+0.3x}{2+x+0.6x^2}.$$
 (17)

Выражение (16), известное в литературе как формула М. В. Шулейкина – Ван-дер-Поля [5], нашло широкое применение при инженерных расчетах наземного затухания радиоволн, излучаемых неподнятыми антеннами ( $H < \lambda$ ). Входящий в выражение (16) безразмерный параметр *x*, называемый «численным» расстоянием и учитывающий реальные параметры земли, расчитывается по формуле:

$$x = \frac{\pi r \sqrt{\left(\epsilon' - 1\right)^2 + (60\lambda\sigma)^2}}{\lambda \left[\epsilon'^2 + (60\lambda\sigma)^2\right]}.$$
(18)

В Правилах организации и расчета сетей поездной радиосвязи приведена почти аналогичная формула для расчета напряженности поля *E*:

$$E = \frac{10.9\sqrt{P_{\Sigma}D\eta}}{r}F,$$
(19)

имеющая сомножителем число 10,9 при заранее оговоренных значениях D = 1,5 и  $\eta = 0,25$  для  $\Gamma$ -образной антенны с H = 15 м.

На рисунке 3 приведены рассчитанные по формуле (16) кривые наземного затухания напряженности поля E с частотой f = 2,13 МГц над влажной и сухой землей, излученного Гобразной антенной с H = 15 м и «крышей» L = 20 м при  $P_{\Sigma} = 8$  Вт. Кривые представлены в децибелах относительно значения E = 1 мкВ/м.



Рисунок 3 – Кривые затухания поля радиоволны и напряжения сигнала на входе приемника радиостанции над влажной (1) и сухой (2) почвой

На рисунке 3 приведены также кривые затухания напряжения сигнала U на входе локомотивной радиостанции с рекомендованным для практики значением действующей высоты ее антенны  $h_{a}^{\text{лок}} = 0,02$  м, позволяющие оценивать дальность радиосвязи в пределах станционного многопутья между Г-образной антенной и локомотивом. Значения напряженности поля E, рассчитанные по формуле (19), занимают среднее положение между кривыми (1) и (2) для влажной и сухой почвы, поэтому широко используются на практике при расчетах полей радиоволн для Г-образных антенн с высотой H = 15 м.

По кривым зависимости напряжения сигнала на входе приемника радиостанции U от расстояния связи r, представленным на рисунке 3, может быть определено предельное расстояние связи между абонентами. Европейский стандарт для определения чувствительности приемника «СИНАД» требует четырехкратного превышения уровня сигнала над помехой (12 дБ) при приеме как на стационарной, так и на локомотивной радиостанциях. Минимально допустимые уровни полезного сигнала на входах стационарных и локомотивных радиостанций на российских железных дорогах документально регламентированы соответствующими значениями 68 и 72 дБ при электрической тяге переменного тока; значениями 58 и 70 дБ при электрической тяге постоянного тока и при тепловозной тяге на станциях без контактной сети – значениями 39 и 47 дБ.

Проведенный анализ графиков напряженности поля Г-образных антенн для радиосвязи с локомотивами на многопутных станциях показывает, что даже с тягой на переменном токе минимальное расстояние между антеннами абонентов на станции при сухом и мерзлом грунте превышает 100 м, а при влажной почве составляет более 150 м.

Для станций с поперечными расстояниями более 150 м рекомендуется устанавливать Г-образные антенны на искусственных «островках», создаваемых в центре каждой такой станции, поскольку длина «крыш» антенны вписывается в минимальные расстояния между опорами контактной сети.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

Список литературы

1. Роенков, Д. Н. Антенны диапазона гектометровых волн [Текст] / Д. Н. Роенков // Автоматика, связь, информатика. – 2011. – № 5. – С. 16 – 19.

2. Марков, Г. Т. Антенны [Текст] / Г. Т. Марков. – М.: Госэнергоиздат, 1960. – 535 с.

3. Коротковолновые антенны [Текст] / Г. З. Айзенберг, С. П. Белоусов и др. – М.: Радио и связь, 1985. – 536 с.

4. Гончаренко, И. В. Компьютерное моделирование антенн. [Текст] / И. В. Гончаренко. – М.: РадиоСофт, 2002. – 79 с.

5. Петров, Б. М. Электродинамика и распространение радиоволн [Текст] / Б. М. Петров. – М.: Горячая линия-Телеком, 2004. – 558 с.

УДК 621.336.2

О. А. Сидоров, А. Н. Смердин, М. В. Емельянов

#### АДАПТАЦИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ УНИВЕРСАЛЬНОГО ИЗМЕРИТЕЛЬНОГО ТОКОПРИЕМНИКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ СИСТЕМЫ ТОКОСЪЕМА НА ЛИНИИ МОСКВА – САНКТ-ПЕТЕРБУРГ

В статье рассмотрены основные трудности, возникающие при исследовании процесса взаимодействия токоприемников электроподвижного состава с контактными подвесками, предложен комплексный подход к решению проблем токосъема, заключающийся в использовании универсального измерительного токоприемника и создании с последующим расчетом математических моделей как самого токоприемника в среде Matlab SimMechanics, так и нейросетевой модели контактной сети. Использование математической модели взаимодействия позволяет достаточно точно и адекватно исследовать процессы, реально происходящие с токоприемником и контактной сетью во время движения электроподвижного состава, а также эта модель является универсальным инструментом имитации любых типов токоприемников путем изменения широкого ряда заложенных в нее параметров и характеристик.

На железных дорогах мира для оценки состояния контактных подвесок и процесса взаимодействия их с токоприемниками электроподвижного состава (ЭПС) регулярно проводятся испытательные поездки с применением новейших методов исследования и анализа процесса токосъема.

Например, в Японии для выявления неисправностей путевой структуры, контактной сети, устройств сигнализации и связи или выхода их количественных показателей за пределы допустимых норм используются современные измерительные поезда серии «0». В Германии для оценки состояния контактной сети применяются измерительные токоприемники с тензометрическими и оптическими полозами.

В Российской Федерации нет специальных измерительных поездов, для оценки качества взаимодействия токоприемника с контактной сетью применяются автоматизированный диагностический комплекс контроля состояния технических объектов железнодорожной инфраструктуры АДК-И «Эра», вагоны-лаборатории контактной сети (ВИКСы) и измерительные токоприемники, разработанные в Омском государственном университете путей сообщения (ОмГУПСе) [1].

Применение специального подвижного состава для испытаний устройств токосъема является экономически затратным мероприятием, особенно в случае использования высокоскоростного электропоезда «Сапсан» для испытательных поездок на линии Москва – Санкт-Петербург.

Трудности применения ВИКСа и АДК-И «Эра» связаны прежде всего с тем, что уста-



новленные на них токоприемники, используемые для проведения измерений, не являются типовыми для современного скоростного ЭПС. Кроме того, на железных дорогах РФ применяются различные виды контактных подвесок [2]. Тем самым исключается возможность учитывать особенности скоростных асимметричных полупантографов, отличающихся друг от друга длиной рычагов, приведенной массой, силой сухого и вязкого трения, аэродинамическими характеристиками.

Проведение испытаний перспективных контактных подвесок на скоростных участках затруднительно и чревато возможными задержками, влияющими на график движения поездов.

С помощью универсального измерительного токоприемника (УИТа), разработанного в ОмГУПСе и позволяющего в широких пределах измерять такие основные параметры токосъема, как контактное нажатие, ускорение плоскопараллельных перемещений и крутильных колебаний полоза, снимаемый ток и температура контактных пластин, можно реализовать параметры различных высокоскоростных токоприемников путем изменения массы его элементов, силы трения, длины рычагов. Эта возможность ограничивается только заложенной в него кинематической схемой [3].

Для снижения загрузки скоростных полигонов железных дорог целесообразно применять комплексный подход для определения требуемых показателей взаимодействия токоприемников с контактными подвесками [4, 5]. Так, наряду с экспериментальными поездками в ОмГУПСе активно используется математическое моделирование системы токосъема и ее элементов.

Модель, созданная на основе нейросетевых технологий с учетом данных экспериментальных поездок, позволяет получить статистически достоверные значения характеристик токосъема (среднеквадратичное отклонение (СКО) контактного нажатия, среднее значение и СКО высотного положения токоприемника и т. д.), а также с достаточной точностью определить максимальное, минимальное и среднее контактное нажатие.

Например, для подбора рациональных параметров скоростных токоприемников ЭПС с помощью компьютерной модели в широком диапазоне скоростей движения, на разной высоте подвеса контактного провода и т. д. достаточно обучающей выборки, полученной по специально разработанной в ОмГУПСе методике в ходе нескольких испытательных поездок. Закладывая результаты таких выборок, определенных для разных типов токоприемников, можно получить параметры взаимодействия пантографов с перспективными контактными подвесками на реконструируемых полигонах [6]. Для верификации конечных результатов с помощью натурного эксперимента можно будет использовать УИТ с реализованными на нем параметрами и характеристиками моделируемого токоприемника.

С помощью УИТа и его модели возможна оптимизация параметров типовых токоприемников для эксплуатации на рассматриваемом перегоне.

В настоящее время в ОмГУПСе ведутся работы по созданию математической модели УИТа в программе MatLab SimMechanics.

Исходными данными для моделирования УИТа в MatLab являются

– трехмерная модель геометрии токоприемника, выполненная в CAD-системе SolidWorks в виде сборки, т. е. в виде системы твердых тел с заданными степенями свободы и массоинерционными характеристиками;

- параметры упругих и диссипативных элементов конструкции;

- функции времени, описывающие закон движения основания токоприемника [7].

Основные положения и допущения, принятые в модели:

1. УИТ является системой шарнирно соединенных твердых абсолютно жестких тел; инерционные характеристики гибких токопроводящих элементов учтены с помощью приведенных масс элементов модели.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

2. Силы трения в шарнирах являются функциями сил реакций и скоростей элементов измерительного токоприемника.

3. Взаимодействие полоза токоприемника с контактной сетью происходит в точке, принадлежащей прямой на поверхности полоза.

4. В точке контакта к полозу прикладывается сила, величина которой зависит от взаимного положения полоза и контактной сети.

5. Массой основания УИТа пренебрегаем; модель динамики основания задана законом движения в трехмерном пространстве:

$$\begin{cases} X = A_{x1}\cos(\omega_{x1}t + \phi_{x1}) + A_{x2}\cos(\omega_{x2}t + \phi_{x2}) + A_{x3}\cos(\omega_{x3}t + \phi_{x3}); \\ Y = A_{y1}\cos(\omega_{y1}t + \phi_{y1}) + A_{y2}\cos(\omega_{y2}t + \phi_{y2}) + A_{y3}\cos(\omega_{y3}t + \phi_{y3}); \\ Z = A_{z1}\cos(\omega_{z1}t + \phi_{z1}) + A_{z2}\cos(\omega_{z2}t + \phi_{z2}) + A_{z3}\cos(\omega_{z3}t + \phi_{z3}). \end{cases}$$

Методика создания модели УИТа основана на следующем алгоритме:

a) адаптация сборки SolidWorks для дальнейшего создания математической модели. При этом все элементы конструкции объединены в минимально необходимое количество твердых тел, упорядочены связи между элементами, добавлены элементы, имитирующие участки контактного провода в областях контакта с полозами токоприемника;

б) экспорт подготовленной сборки из SolidWorks средствами SimMechanics Link в определенный набор файлов;

в) получение модели УИТа в виде mdl-файла, которая подвергается дальнейшей модификации и настройке. В частности, необходимы коррекция связей между блоками SimMechanics, изменение типов шарниров, удаление лишних и добавление необходимых локальных систем координат (CS), а также добавление подсистем учета сил инерции, трения в шарнирах, задания начальных условий.

Элементы УИТа в модели представлены блоками Simulink/SimMechanics типа Body (рисунок 1,а).

Присоединение любых других блоков модели к блокам типа Body происходит с помощью локальных систем координат (CS), которые отображаются на графическом изображении блока и настраиваются в окне свойств. Там же настраиваются значения параметров массы и инерции, их единицы измерения.

Соединение блоков типа Body между собой осуществляется с помощью блоковшарниров различных типов – Spherical, Revolute, Prismatic, Weld с различным количеством степеней свободы. Графические изображения блоков-шарниров приведены на рисунке 1,б.



Рисунок 1 – Основные элементы модели в среде Matlab SimMechanics: графическое изображение блока типа Body (а) и блоков-шарниров (б)

Пример соединения двух элементов измерительного токоприемника с помощью сферического шарнира приведен на рисунке 2, пример шарнира с одной степенью свободы с изменяющимся в зависимости от скорости моментом трения – на рисунке 3.





Рисунок 2 – Схема соединения с помощью сферического шарнира

Рисунок 3 – Схема шарнира с характеристиками, изменяющимися в зависимости от скорости

В состав модели УИТа входят упругие элементы, жесткость которых задается в виде коэффициентов жесткости, и демпфирующие элементы, задаваемые коэффициентами демпфи-



Joint Spring & Damper1

рования. Такие элементы реализуются с помощью блоков типа Joint Spring & Damper (рисунок 4), подключаемых к порту соответствующего блокашарнира.

Основные программные модули, реализующие методику моделирования, представлены на рисунке 5.

Для настройки модели УИТа под конкретный тип электрического подвижного состава существует возможность изменения внутренних и внешних параметров (рисунок 6).

Результатами расчета являются определенные в каждый момент модельного времени значения координат, скоростей, ускорений элементов токоприемника, сил реакций и моментов в шарнирах (рисунок 7).



Рисунок 5 – Программная реализация модели



Рисунок 4 – Графическое изображение блока типа Joint Spring & Damper



Рисунок 6 – Входные параметры модели универсального измерительного токоприемника





Известны следующие варианты моделирования взаимодействия УИТа с контактной сетью.

1) Отдельно созданная и просчитанная модель контактной сети передает в модель УИТа, реализованную в другой программе, результаты расчета. В свою очередь вслед за расчетом шага модели измерительного токоприемника характеристики передаются в модель контактной сети для ее дальнейшей работы после синхронизации времени моделей.

Данный вариант имеет ряд недостатков, в частности:



– затруднительна взаимосвязь двух моделей, выполненных в разных программных пакетах;

- существенно увеличивается время расчета;

– на этапе моделирования взаимодействия необходимо постоянно синхронизировать две отдельные модели.

2) Модель контактной сети создается в той же программной среде и рассчитывается тем же методом, что и модель УИТа. Обмен данными происходит по мере их изменения.

При моделировании контактной подвески в среде MatLab Simulink получается значительное число конечных элементов, которое несопоставимо с числом конечных элементов измерительного токоприемника, что приводит к неоправданному увеличению числа элементов контактной сети.

3) Контактная подвеска представляется в виде модели на искусственной нейронной сети (ИНС) в среде математического программирования MatLab с помощью инструмента Neural Network Toolbox, а модель УИТа создается также в программе MatLab, но с помощью инструмента Simulink/SimMechanics. Полученные на каждом шаге вычисления статистически достоверные значения всех необходимых параметров контактной сети передаются в модель УИТа.

Третий вариант моделирования является наиболее быстрым, достаточно точным и с точки зрения программирования легко реализуемым. Появляется возможность к обобщению при интерпретации данных, позволяющая использовать «накопленный» опыт для экстра- и интерполяции данных.

Искусственная нейронная сеть является современным и гибким инструментом анализа зависимостей желаемых входных и выходных переменных и позволяет с высокой точностью описать функционирование исследуемой системы [8].

Базовой моделью нейронной сети выбран многослойный персептрон (рисунок 8,а), основными преимуществами которого являются способность аппроксимировать нелинейные функции и высокая степень обучаемости на небольшом объеме данных из-за относительно низкого числа нейронов, синаптических связей, весовых и передаточных функций – свободно настраиваемых параметров нейронной сети.

Обучение ИНС контактной сети происходит по величине контактного нажатия токоприемника ЭПС. На вход подается информация о скорости движения, высотном положении контактной подвески, токоприемника и расположении проводов в плане пути.

Для обучения используется универсальный алгоритм с обратным распространением ошибки (рисунок 8,6).



Рисунок 8 – Архитектура и алгоритм обучения нейронной сети: а – архитектура многослойного персептрона; б – алгоритм обучения с обратным распространением ошибки

Расчет осуществляется по следующему алгоритму (при условии, что модель контактной сети уже обучена и готова к работе).

1) Задаются исходные данные (масса и геометрические размеры элементов токоприемника, высота его подъема, скорость движения ЭПС и др.) и запускается модель УИТа.

2) В модель контактной сети подаются рассчитанные на первом шаге алгоритма граничные значения контактного нажатия и высотного положения токоприемника. Происходит определение текущей координаты точки контакта и мгновенной силы нажатия в ней.

3) Полученные данные используются для следующего шага расчета в корректировке его положения и силы нажатия на контактный провод.

После расчета динамики взаимодействия по приведенному выше алгоритму модель УИТа прошла верификацию на основе данных, полученных в 2010 г. в ходе линейных испытаний процесса и качества токосъема на линии Москва – Санкт-Петербург.

На рисунке 9 показан фрагмент гистограмм среднего значения контактного нажатия токоприемника (МР<sub>кт</sub>), полученных после проведения испытаний на линии Москва – Санкт-Петербург и расчета с помощью разработанной модели взаимодействия, а на рисунке 10 – среднеквадратическое отклонение (СКО) контактного нажатия ( $\sigma P_{\rm kT}$ ).



Рисунок 9 – Фрагмент гистограммы среднего значения контактного нажатия токоприемника на контактный провод: 1 – по данным испытательных поездок; 2 – расчет на модели взаимодействия



Рисунок 10 – Фрагмент гистограммы среднеквадратического отклонения контактного нажатия токоприемника на контактный провод: 1 – по данным испытательных поездок; 2 – расчет на модели взаимодействия

<u>№ 4(12)</u>

Проверка показала, что использование математической модели взаимодействия позволяет с погрешностью до 5% исследовать процессы, реально происходящие с токоприемником и контактной сетью во время движения ЭПС, а также эта модель является универсальным инструментом имитации любых типов токоприемников путем изменения широкого ряда заложенных в нее параметров и характеристик.

Следует отметить, что, зная скорость движения, среднее значение контактного нажатия и его СКО, можно спрогнозировать средний покилометровый износ контактной вставки полоза, т. е. можно оценить экономические затраты на эксплуатацию ЭПС с конкретным типом токоприемника при взаимодействии с контактной сетью данного участка.

#### Список литературы

1. Брюханов, А. С. Оценка качества токосъема по нажатию в скользящем контакте между токоприемниками и контактными проводами [Текст] / А. С. Брюханов, В. М. Павлов, И. Е. Чертков // Электроснабжение железных дорог: Межвуз. темат. сб. науч. тр. / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск, 2007. – С. 43 – 47.

2. Кудряшов, Е. В. Метод расчета эластичности контактной подвески на основе простой конечно-элементной модели [Текст] / Е. В. Кудряшов, С. В. Заренков, О. А. Ходунова // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2011. – С. 16 – 25.

3. Сидоров, О. А. Особенности проектирования измерительного токоприемника для скоростных систем токосъема [Текст] / О. А. Сидоров, А. Н. Смердин, М. В. Емельянов // Транспортная инфраструктура сибирского региона: Материалы второй межвуз. науч.-практ. конф. / Иркутский гос. ун-т путей сообщения. – Иркутск, 2011. – С. 271, 272.

4. Павлов, В. М. Совершенствование токоприемников электроподвижного состава [Текст] / В. М. Павлов, В. Н. Финиченко // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2010. – С. 32 – 38.

5. Смердин, А. Н. Совершенствование методики исследования волновых процессов в контактной подвеске на основе конечно-элементной модели [Текст] / А. Н. Смердин, А. С. Голубков, В. А. Жданов // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2011. – С. 30 – 36.

6. Дербилов, Е. М. Особенности имитационного моделирования взаимодействия токоприемников и контактных подвесок на сопряжениях [Текст] / Е. М. Дербилов // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2011. – С. 10 – 15.

7. Мещеряков, В. А. Методика моделирования динамики токоприемника электроподвижного состава как механической системы [Текст] / В. А. Мещеряков, Р. А. Чертов // Токосъем и тяговое электроснабжение при высокоскоростном движении: Сб. науч. тр. ВНИИЖТа. М.: Интекст, 2010. – С. 109 – 117.

8. Сидоров, О. А. Методика оценки функциональной готовности системы токосъема скоростных участков магистральных железных дорог [Текст] / О. А. Сидоров, А. Н. Смердин, В. А. Жданов // Вестник ВНИИЖТа / Научно-исследовательский ин-т ж.-д. трансп. – М. – 2012. – № 1. – С. 27 – 32.

УДК 621.332

#### К. Р. Халиков

#### ВЫРАВНИВАНИЕ ЖЕСТКОСТИ КОНТАКТНОЙ ПОДВЕСКИ В ПРОЛЕТАХ АНКЕРНОГО УЧАСТКА

В статье предложена установка компенсирующих упругих устройств для выравнивания жесткости контактной подвески в пролетах анкерного участка. Разработан новый метод расчета жесткости подвесок с учетом наличия вертикальных упругих элементов, основанный на определении неизвестных реакций связей в

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

струнах. Исследован эффект от установки компенсирующих упругих устройств в пролетах с одной контактной подвеской.

Жесткость контактной подвески является характеристикой, которая в значительной степени влияет на качество токосъема при взаимодействии токосъемных устройств [1, 2]. Обычно по условиям распределения жесткости в пролете контактную подвеску можно условно разделить на три зоны: зона расположения рессорного троса, зона установки первой от опоры простой струны и средняя часть пролета. Жесткость подвески распределяется в указанных зонах неравномерно. Для обеспечения надежного и экономичного токосъема в условиях повышения скоростей движения необходимо, чтобы отношение максимальной жесткости в пролете к минимальной было близко к единице. Это может быть достигнуто выравниванием жесткости в пролете.



Рисунок 1 – Схема компенсирующего упругого устройства

Жесткость под первой нерессорной струной для рессорных контактных подвесок является величиной, наибольшим образом влияющей на коэффициент непостоянства жесткости в пролетах с одной подвеской. В переходных пролетах наибольшее влияние оказывает жесткость в средней части пролета. Исходя из этого в местах расположения первых нерессорных струн в пролетах с одной контактной подвеской предложено устанавливать следующее устройство (рисунок 1) [3].

Устройство содержит струновые зажимы 2 и 3, жестко закрепленные на несущем тросе 1 и фиксирующие направляющую планку 4 со струновым зажимом скользящего типа 5. В вертикальное отверстие 7 кожуха 11 проходит тяга с ушком 6, прикрепленная к монтажным выступам скользящего зажима 5. Крышка кожуха 11 опирается на пружину 8 на тяге 6, закрепленную гайкой 9 и шайбой 10 и закрытую кожухом 11. Струны 12 и 13, не связанные между собой, крепятся одним концом к кольцу кожуха 11, другим – к

контактному проводу 16 с помощью струновых зажимов 14 и 15.

Для оценки эффекта от применения компенсирующих упругих устройств был разработан метод расчета статической жесткости контактных подвесок с учетом наличия вертикальных упругих элементов. В отличие от методов, использующих эмпирические формулы, предлагаемый метод основан на определении неизвестных реакций связей в струнах и позволяет учитывать изгибную жесткость входящих в состав подвески проводов и тросов, а также расположение струн в пролетах контактной подвески.

Рассмотрим схему участка рессорной контактной подвески (рисунок 2). В подопорных узлах на контактный провод будут действовать реакции рессорных струн  $Q_1, Q_2, ..., Q_{S(1)}, ..., Q_{S(No-1)+1}, Q_{S(No-1)+2}, ..., Q_{S(No)}$ , реакции нерессорных струн  $Q_{S(No)+1}, Q_{S(No)+2}, ..., Q_{S0}$ , реакции фиксаторов  $Q_{S0+1}, Q_{S0+2}, ..., Q_S$ , где  $S(i) = \sum_{j=1}^{i} N(j), N(j)$  – количество рессорных струн в *j*-м подопорном узле, No – число неизвестных реакций опор, No = Nп – 1, Nп – число пролетов на рассматриваемом участке подвески, S0 – количество струн, S0 = S - No, S -сум-

марное количество струн и фиксаторов на рассматриваемом участке контактной подвески.



Рисунок 2 – Расчетная схема участка рессорной контактной подвески

В соответствии с принципом освобождения от связей можно рассматривать каждый входящий в систему стержень (контактный провод, несущий трос, рессорный трос) отдельно. На каждый из стержней будут действовать растягивающая сила, нагрузка от собственного веса и вертикальные сосредоточенные силы.

Определим функцию перемещения стержня под действием статической нагрузки. Дифференциальное уравнение прогиба стержня будет иметь вид [4]:

$$EJ\frac{d^2v}{dx^2} - Hv = M_0,\tag{1}$$

где EJ – собственная жесткость стержня,  $H \cdot m^2$ ;

*v* – прогиб стержня, м;

*H* – продольное натяжение, H;

*M*<sub>0</sub> – изгибающий момент, вызванный только поперечной нагрузкой, Н·м.

Если на стержень действует только постоянная распределенная нагрузка, то

$$M_0(x) = qx(l_{\rm cr} - x)/2, \qquad (2)$$

где *q* – погонная нагрузка на стержень, Н/м;

*х* – расстояние перемещения стержня, м;

 $l_{cr}$  – длина стержня, м.

Решение уравнения (2) можно записать в виде:

$$v(x) = v_0(x) + v_1(x), \qquad (3)$$

где  $v_0(x)$  – общее решение уравнения,

$$v_0(x) = C_{01} \mathrm{ch}\lambda x + C_{02} \mathrm{sh}\lambda x; \qquad (4)$$

Nº 4(12)

2012

 $v_1(x)$  – частное решение уравнения,

$$v_1(x) = C_{10} + C_{11}x + C_{12}x^2 .$$
<sup>(5)</sup>

Значения  $C_{10}$ ,  $C_{11}$  и  $C_{12}$  определяются методом неопределенных коэффициентов,  $\lambda$  – из условия  $EJ d^2 v_0(x)/dx^2 = Hv_0(x)$ ,  $C_{01}$  и  $C_{02}$  – из условий v(x = 0) = 0 и  $v(x = l_{cr}) = 0$ . После подстановки выражений (4) и (5) в уравнение (3) оно примет вид:

$$v(x) = \frac{qx(x-l_{\rm cr})}{2H} + \frac{qEJ}{H^2} \left[ ch\left(\sqrt{\frac{H}{EJ}}x\right) + \left[1-ch\left(\sqrt{\frac{H}{EJ}}l_{\rm cr}\right)\right] sh\left(\sqrt{\frac{H}{EJ}}x\right) \right/ sh\left(\sqrt{\frac{H}{EJ}}l_{\rm cr}\right) - 1 \right].$$
(6)

Если к стержню в точках  $x_1, x_2, ..., x_n$  приложены вертикальные сосредоточенные силы  $Q_1, Q_2, ..., Q_n$ , направленные против действия распределенной нагрузки q,

$$M_{0}(x) = \frac{q x (l_{cr} - x)}{2} - \sum_{i=1}^{n} \begin{cases} Q_{i} x (l_{cr} - x_{i}) / l_{cr}, & x < x_{i}; \\ Q_{i} x_{i} (l_{cr} - x) / l_{cr}, & x \ge x_{i}. \end{cases}$$
(7)

Решив уравнение (1), получим выражение для расчета прогиба стержня длиной  $l_{cr}$  при статическом воздействии на него силы натяжения *H*, распределенной нагрузки *q* и сосредоточенных сил  $Q_1, Q_2, ..., Q_n$ :

$$v(x) = \frac{qEJ}{H^2} \left[ ch\left(\sqrt{\frac{H}{EJ}}x\right) + \left[1 - ch\left(\sqrt{\frac{H}{EJ}}l_{cr}\right)\right] sh\left(\sqrt{\frac{H}{EJ}}x\right) / sh\left(\sqrt{\frac{H}{EJ}}l_{cr}\right) - 1 \right] + \frac{qx(x - l_{cr})}{2H} + \sum_{i=1}^{n} \left\{ \frac{\left[Q_i(l_{cr} - x_i)/(Hl_{cr})\right] \left\{x - \sqrt{EJ}sh\left(\sqrt{\frac{H}{EJ}}x\right) / \left[\sqrt{H}sh\left(\sqrt{\frac{H}{EJ}}x_i\right)\right] \right\}, \quad x < x_i; \quad (8)}{\left[Q_ix_i/(Hl_{cr})\right] \left\{l_{cr} - x - \sqrt{EJ}sh\left(\sqrt{\frac{H}{EJ}}(l_{cr} - x)\right) / \left[\sqrt{H}sh\left(\sqrt{\frac{H}{EJ}}(l_{cr} - x_i)\right)\right] \right\}, \quad x \ge x_i.$$

Исходя из приведенных выше вычислений порядок расчета жесткости контактной подвески будет включать в себя следующие этапы.

Определение реакций струн и фиксаторов при отсутствии нажатия токоприемника. Условием для их нахождения будет являться соответствие высотных положений контактных проводов в точках крепления к ним элементов подвески заданным значениям. В случае, когда стрела провеса подвески равна нулю, высотное положение контактных проводов в точках крепления струн и фиксаторов при отсутствии нажатия токоприемника одинаково и равно  $h_0$ :

$$z_0(x_i) = h_0, \tag{9}$$

где *x<sub>i</sub>* – координата крепления *i*-го элемента контактной подвески (струны или фиксатора) к контактному проводу, м.

Задача сводится к решению системы линейных уравнений вида

$$A_0 Q = B_0 , \qquad (10)$$

где  $A_0$  – матрица размерности  $S \times S$ :

$$A_{0} = \begin{vmatrix} a_{11} & a_{12} & \dots & a_{1S} \\ a_{21} & a_{22} & \dots & a_{2S} \\ \dots & & & & \\ a_{S1} & a_{S2} & \dots & a_{SS} \end{vmatrix},$$
(11)

здесь  $a_{ii} = \beta(x_i, x_i);$ 



 $\beta(x_1, x_2)$  – функция, определяющая положение контактного провода в точке  $x_1$ , к которому в некоторой точке  $x_2$  приложена единичная сосредоточенная сила, м/Н,

$$\beta(x_{1}, x_{2}) = \begin{cases} \left(\frac{l-x_{2}}{Kl}\right) \left(x_{1} - \frac{\sqrt{EJ_{\kappa n}} sh\left(\sqrt{K/EJ_{\kappa n}} x_{1}\right)}{\sqrt{K} sh\left(\sqrt{K/EJ_{\kappa n}} x_{2}\right)}\right), & x_{1} < x_{2}; \\ \frac{1}{Kl} \left(x_{2} - \frac{\sqrt{EJ_{\kappa n}} sh\left(\sqrt{K/EJ_{\kappa n}} (l-x_{1})\right)}{\sqrt{K} sh\left(\sqrt{K/EJ_{\kappa n}} (l-x_{2})\right)}\right), & x_{1} \ge x_{2}, \end{cases}$$

$$(12)$$

где К – суммарное натяжение контактных проводов, Н;

 $EJ_{\kappa\pi}$  – суммарная собственная жесткость контактных проводов,  $H \cdot m^2$ ;

*l* – длина участка контактной подвески, м,

$$B_{0} = \|b_{1}, b_{2}, \dots, b_{S}\|^{*};$$
  
$$b_{i} = \beta_{0}(x_{i}) + \Delta_{0} + \sum_{j=1}^{S} \beta(x_{i}, x_{j})P_{j};$$

 $\beta_0(x)$  – функция, определяющая положение контактного провода в точке *x* под действием распределенной нагрузки, м:

$$\beta_0(x) = \frac{q_{\kappa \pi} x(l-x)}{2K} - \frac{q_{\kappa \pi} EJ_{\kappa \pi}}{K^2} \left[ ch\left(\sqrt{\frac{K}{EJ_{\kappa \pi}}}x\right) + \frac{\left[1 - ch\left(\sqrt{K/EJ_{\kappa \pi}}l\right)\right]sh\left(\sqrt{K/EJ_{\kappa \pi}}x\right)}{sh\left(\sqrt{K/EJ_{\kappa \pi}}l\right)} - 1 \right], \quad (13)$$

где  $q_{\mbox{\tiny KN}}$  – суммарная погонная нагрузка на контактные провода, Н/м;

*P<sub>i</sub>* – вес *i*-го элемента контактной подвески, приходящийся на контактные провода, H;

 $\Delta_0$  – провес контактного провода в начальной и конечной точках рассматриваемого участка контактной подвески, м,

$$\Delta_0 = h_1 - h_0 \,, \tag{14}$$

Nº 4(12)

2012

где  $h_{\rm l}$  – высотное положение контактного провода под крайними опорами рассматриваемого участка контактной подвески, м;

*Q* – матрица решений системы уравнений,

$$Q = \left\| Q_1 \left( P_{\rm T} = 0 \right), Q_2 \left( P_{\rm T} = 0 \right), \dots, Q_S \left( P_{\rm T} = 0 \right) \right\|^*, \tag{15}$$

где  $Q_1(P_T = 0), Q_2(P_T = 0), \dots, Q_S(P_T = 0)$  – вертикальные реакции струн и фиксаторов при отсутствии нажатия токоприемника, Н.

Определение длины струн при отсутствии нажатия токоприемника. Зная значения реакций струн и фиксаторов при отсутствии вертикальной нагрузки, можно вычислить реакции точек подвеса несущего троса на опорах и точек крепления рессорного троса к несущему при отсутствии нажатия токоприемника, необходимые для расчета высотного положения несущего троса. Длина струн определяется как разность высотных положений несущего (для нерессорных струн) или рессорного (для рессорных струн) троса и контактного провода в точках присоединения струн.

Определение реакций струн и фиксаторов при нажатии со стороны токоприемника. При приложении силы нажатия токоприемника  $P_{\rm T}$  в точке  $x_{\rm T}$  значения  $Q_1, Q_2, ..., Q_S$  изменятся. Условиями для определения неизвестных реакций связей струн являются условия неизменности расстояний между соответствующими точками крепления струн:

$$c_i = z(x_i) - u(X_i), \tag{16}$$

где  $z(x_i)$  – высотное положение контактного провода в точке крепления *i*-й струны, м;

 $u(X_i)$  – высотное положение точки крепления *i*-й струны к несущему или рессорному тросу, м;

*X<sub>i</sub>* – координата крепления *i*-го элемента контактной подвески к несущему или рессорному тросу, м.

С учетом деформации струн

$$c_{0i} - \frac{Q_i (P_{\tau} = 0)}{\mathfrak{K}_i} = z(x_i) - u(X_i) - \frac{Q_i}{\mathfrak{K}_i},$$
(17)

где  $c_{0i}$  – длина *i*-й струны при отсутствии нажатия токоприемника, м;

**|** *a* 

ж<sub>і</sub> – условная жесткость элемента контактной подвески (струны или фиксатора), Н/м;

 $Q_i$  – реакция *i*-го элемента подвески при нажатии токоприемника, H.

Реакции струн, фиксаторов, опор и точек крепления рессорных тросов при наличии вертикальной нагрузки на контактную подвеску определяются решением системы из S + 3Nо уравнений:

$$AX = B, \tag{18}$$

$$A = \begin{vmatrix} a_{11} & a_{12} & \dots & a_{1(S+3N_0)} \\ a_{21} & a_{22} & \dots & a_{2(S+3N_0)} \\ \dots & & & & \end{vmatrix},$$
(19)

$$\begin{vmatrix} a_{(S+3N_0)1} & a_{(S+3N_0)2} & \dots & a_{(S+3N_0)(S+3N_0)} \end{vmatrix} B = \lVert b_1, b_2, \dots, b_{S+3N_0} \rVert^*.$$
(20)

С учетом разгрузки струн система уравнений (18) может быть записана следующим образом:

$$K_A A X = K_B B , \qquad (21)$$

$$K_{A} = \begin{vmatrix} k_{11} & k_{12} & \dots & k_{1(S+3N_{0})} \\ k_{21} & k_{22} & \dots & k_{2(S+3N_{0})} \\ \dots & & & \\ \end{pmatrix},$$
(22)

$$k_{(S+3N_0)1} \quad k_{(S+3N_0)2} \quad \dots \quad k_{(S+3N_0)(S+3N_0)} \|$$

$$K_B = \| k_1, k_2, \dots k_{S+3N_0} \|^*.$$
(23)

Элементы матриц будут иметь вид:

Nº 4(12)

ИЗВЕСТИЯ Т	Гранссиба
------------	-----------

$$\begin{split} \beta(x_{i},x_{j}) + & \text{sign}\Big[(\text{sign}(S(Y) - j) + 1)(\text{sign}(j - S(Y) + N(Y) - 1) + 1)\Big]\gamma_{r}(X_{i},X_{j}) + \\ & + (1 - & \text{sign}[i - j])/\pi_{i}, \quad i \leq S(No), \quad j \leq S(No); \\ \beta(x_{i},x_{j}) + & \sum_{m=1}^{2} \frac{(m - M)(X_{i} - L_{MY})}{L_{2Y} - L_{1Y}} \alpha(L_{mY}, X_{j}), \quad i \leq S(No), \quad S(No) < j \leq S; \\ & \sum_{m=1}^{2} \frac{(m - M)(X_{i} - L_{MY})}{L_{2Y} - L_{1Y}} \alpha(L_{mY}, L_{(1 + J)(j - s - No)}), \quad i \leq S(No), \quad S < j \leq S + 2No; \\ & \sum_{m=1}^{2} \frac{(M - m)(X_{i} - L_{MY})}{L_{2Y} - L_{1Y}} \alpha(L_{mY}, L_{0(j - s - 2Ao)}), \quad i \leq S(No), \quad j > S + 2No; \\ & \beta(x_{i}, x_{j}), \quad S(No) < i \leq S, \quad j \leq S(No); \\ & \beta(x_{i}, x_{j}) + \alpha(X_{i}, X_{j}) + \sum_{k=1}^{NY} \sum_{n=1}^{2} (1 - \text{sign}[Cxy(m,k) - j])/\pi_{syk} + \\ & + (1 - & \text{sign}[i - j])/\pi_{i}, \quad S(No) < i \leq S, \quad S(No) < j \leq S; \\ & \alpha(X_{i}, L_{(1 + J)(j - s - No)}), \quad S(No) < i \leq S, \quad S(No) < j \leq S; \\ & -\alpha(X_{i}, L_{0(j - s - 2No)}), \quad S(No) < i \leq S, \quad S < j \leq S + 2No; \\ & -\alpha(X_{i}, L_{0(j - s - No)}), \quad S(No) < i \leq S, \quad S < i \leq S + 2No, \\ & \beta(x_{i}, x_{i}) - \alpha(L_{2(i - s - No)}), \quad S(No) < i \leq S, \quad S < i \leq S + 2No; \\ & -\alpha(X_{i}, L_{0(j - s - No)})/H_{(i - s - No)}, \quad S < i \leq S + 2No; \\ & -\alpha(X_{i}, L_{0(j - s - No)}) - j) + 1)(\text{sign}(j - S(i - s - 1No) + N(i - s - 1No) - 1) + 1)] \times \\ & \times (X_{j} - L_{2(-i (N - s - No)}) - L_{(1 + I)(i - s - No)})/H_{(i - s - No)} - \alpha(L_{2(i - s - No)}) - L_{(1 + I)(i - s - No)}) - \alpha(L_{2(i - s - No)}) + N(i - s - 1No) - 1) + 1)] \times \\ & (1 - & \text{sign}[i - j])(L_{(2 - I)(i - s - No)}) - L_{(1 + I)(i - s - No)})/H_{(i - s - No)} - \alpha(L_{2(i - s - No)}) - L_{(1 + I)(i - s - No)}) - \alpha(L_{2(i - s - No)}) - L_{(1 + I)(i - s - No)}) - \alpha(L_{2(i - s - No)}) - \alpha(L_{2(i - s - No)}) + + \\ & + \alpha(L_{(1 - (- No)}), L_{(1 + J)(j - s - No)}) - \alpha(L_{(i - s - No)}), L_{(i - s - No)}), S < i \leq S + 2No, \quad S < j \leq S + 2No; \\ \alpha(L_{0(i - s - 2No)}), L_{(i + J)(j - s - No)}), \quad i > S + 2No, \quad S(No) < j \leq S; \\ \alpha(L_{0((i - s - 2No)}), L_{(i + J)(j - s - No)}), \quad i > S + 2No, \quad j > S + 2No; \\ - \alpha(L_{0((i - s - 2No)}), L_{0(i - (- s - No)})), \quad i > S + 2No, \quad j > S + 2No; \\ -$$

где Y – номер опоры, в подопорном узле которой расположена *i*-я рессорная струна:  $S(Y) - N(Y) < i \le S(Y)$ ;

$$\gamma_{i}(x_{1}, x_{2}) = \begin{cases} \left(\frac{L_{2i} - x_{2}}{H_{i}(L_{2i} - L_{1i})}\right) \left(x_{1} - L_{1i} - \frac{\sqrt{EJ_{pri}}sh\left(\sqrt{H_{i}/EJ_{pri}}\left(x_{1} - L_{1i}\right)\right)}{\sqrt{H_{i}}sh\left(\sqrt{H_{i}/EJ_{pri}}\left(x_{2} - L_{1i}\right)\right)}\right), & x_{1} < x_{2}; \\ \left(\frac{x_{2} - L_{1i}}{H_{i}(L_{2i} - L_{1i})}\right) \left(L_{2i} - x_{1} - \frac{\sqrt{EJ_{pri}}sh\left(\sqrt{H_{i}/EJ_{pri}}\left(L_{2i} - x_{1}\right)\right)}{\sqrt{H_{i}}sh\left(\sqrt{H_{i}/EJ_{pri}}\left(L_{2i} - x_{2}\right)\right)}\right), & x_{1} \ge x_{2}; \end{cases}$$

*H<sub>i</sub>* – натяжение *i*-го рессорного троса, H;

 $EJ_{pri}$  – собственная жесткость *i*-го рессорного троса,  $H \cdot M^2$ ;

$$L_{ij} = \sum_{k=1}^{j} l_k + \text{sign}i \sum_{k=1}^{2} (i - |k - 3|) a_{\text{pr}kj};$$

 $L_{0i}$  – расстояние до *i*-й опоры, м;

 $L_{1i}$ ,  $L_{2i}$  – расстояние до точек крепления рессорного троса к несущему слева и справа от *i*-ой опоры соответственно, м;

 $a_{prli}$ ,  $a_{pr2i}$  – расстояние от *i*-й опоры до точек крепления рессорного троса к несущему слева и справа от опоры соответственно, м;

$$\begin{split} M &= \left| \begin{array}{l} m-2 \right| +1; \\ \alpha(x_1, x_2) &= \begin{cases} \left(\frac{l-x_2}{Tl}\right) \left(x_1 - \frac{\sqrt{EJ_{_{\rm HT}}}sh\left(\sqrt{T/EJ_{_{\rm HT}}}x_1\right)}{\sqrt{T}sh\left(\sqrt{T/EJ_{_{\rm HT}}}x_2\right)}\right), & x_1 < x_2; \\ \\ \frac{x_2}{Tl} \left(l-x_1 - \frac{\sqrt{EJ_{_{\rm HT}}}sh\left(\sqrt{T/EJ_{_{\rm HT}}}\left(l-x_1\right)\right)}{\sqrt{T}sh\left(\sqrt{T/EJ_{_{\rm HT}}}\left(l-x_2\right)\right)}\right), & x_1 \ge x_2; \end{cases} \end{split}$$

*Т* – натяжение несущего троса, H;

 $EJ_{\rm HT}$  – собственная жесткость несущего троса,  $H \cdot M^2$ ;

$$J = E \left| \left( j - s - 1 \right) / N o \right|;$$

№ 4(12)

2012

N<sub>ку</sub> – количество компенсирующих упругих устройств;

 $C_{\kappa,y}(i,j)$  – порядковый номер *i*-й струны *j*-го компенсирующего упругого устройства;  $\mathfrak{m}_{\kappa,yi}$  – жесткость пружинного элемента *i*-го компенсирующего упругого устройства, H/м; I = E |(i - s - 1) / No|.

$$b_{i} = \begin{cases} h_{1} - c_{0i} + \frac{Q_{i} \left(P_{\tau} = 0\right)}{K_{i}} + \sum_{k=1}^{S} \beta(x_{i}, x_{k}) P_{k} - \beta(x_{i}, x_{\tau}) P_{\tau} - \sum_{k=S(Y)-N(Y)+1}^{S(Y)} \gamma_{Y} \left(X_{i}, X_{k}\right) F_{k} - \gamma_{0Y}(X_{i}) + \\ + \beta_{0}(x_{i}) + \sum_{m=1}^{2} \frac{\left(M - m\right)\left(X_{i} - L_{MY}\right)}{L_{2Y} - L_{1Y}} \left(\alpha_{0} \left(L_{mY}\right) + \sum_{k=S(N_{0})+1}^{S_{0}} \alpha\left(L_{mY}, X_{k}\right) F_{k}\right), \quad i \le S(N_{0}); \\ h_{1} - c_{0i} + \frac{Q_{i} \left(P_{\tau} = 0\right)}{K_{i}} + \sum_{k=1}^{S} \beta(x_{i}, x_{k}) P_{k} - \beta(x_{i}, x_{\tau}) P_{\tau} - \sum_{k=S(N_{0})+1}^{S_{0}} \alpha\left(X_{i}, X_{k}\right) F_{k} - \alpha_{0}\left(X_{i}\right) + \\ + \beta_{0}(x_{i}) + \sum_{k=1}^{N_{KY}} \sum_{m=1}^{2} \left(1 - \text{sign} \left|C_{KY}(m, k) - i\right|\right) \left(Q_{i} + Q_{C_{KY}(M, k)}\right) \right) / \mathfrak{K}_{Kyk}, \quad S(N_{0}) < i \le S; \\ (1 - 2I)q_{\mathrm{pr}(i-s-IN_{0})} \left(L_{2(i-s-IN_{0})} - L_{1(i-s-IN_{0})}\right)^{2} / \left(2H_{(i-s-IN_{0})}\right) + \alpha_{0} \left(L_{2(i-s-IN_{0})}\right) - \alpha_{0} \left(L_{1(i-s-IN_{0})}\right) + \\ + \sum_{k=S(i-s-IN_{0})-N((i-s-IN_{0})+1} \left(L_{(2-I)(i-s-IN_{0})} - X_{k}\right) F_{k} \right) F_{k}, \quad S < i \le S + 2N_{0}; \\ - \sum_{k=S(N_{0})+1}^{S_{0}} \alpha\left(L_{0(i-s-2N_{0})}, X_{k}\right) F_{k} - \alpha_{0} \left(L_{0(i-s-2N_{0})}\right), \quad i > S + 2N_{0}, \end{cases}$$

где *F<sub>i</sub>* – вес *i*-го элемента контактной подвески, приходящийся на несущий или рессорный трос, H;



$$\gamma_{0i}(x) = q_{pri} (x - L_{1i}) (L_{2i} - x) / (2H_i) - (q_{pri} EJ_{pri} / H_i^2) \times \left[ ch \left( \sqrt{\frac{H_i}{EJ_{pri}}} (x - L_{1i}) \right) + \frac{\left[ 1 - ch \left( \sqrt{\frac{H_i}{EJ_{pri}}} (L_{2i} - L_{1i}) \right) \right] sh \left( \sqrt{\frac{H_i}{EJ_{pri}}} (x - L_{1i}) \right)}{sh \left( \sqrt{\frac{H_i}{EJ_{pri}}} (L_{2i} - L_{1i}) \right)} - 1 \right];$$

*q*<sub>рті</sub> – погонная нагрузка на *i*-й рессорный трос, Н/м;

$$\alpha_{0}(x) = \frac{q_{\rm HT}x(l-x)}{2T} - \frac{q_{\rm HT}EJ_{\rm HT}}{T^{2}} \left[ ch\left(\sqrt{\frac{T}{EJ_{\rm HT}}}x\right) + \frac{\left[1 - ch\left(\sqrt{T/EJ_{\rm HT}}l\right)\right]sh\left(\sqrt{T/EJ_{\rm HT}}x\right)}{sh\left(\sqrt{T/EJ_{\rm HT}}l\right)} - 1\right];$$

*q*<sub>нт</sub> – погонная нагрузка на несущий трос, Н/м.

$$k_{ij} = \begin{cases} \frac{\text{sign}Q_i + 1}{2}, & i \le S0, & j \ne i; \\ 1, & i \le S0, & j = i; & i > S0. \end{cases}$$
(26)

$$k_{i} = \begin{cases} \frac{\text{sign}Q_{i} + 1}{2}, & i \le S0; \\ 1, & i > S0. \end{cases}$$
(27)

Полученный ответ будет включать в себя реакции при наличии нагрузки на контактную подвеску:

$$X = \left\| Q_1, Q_2, \dots, Q_S, R_{11}, R_{12}, \dots, R_{1N_0}, R_{21}, R_{22}, \dots, R_{2N_0}, R_{01}, R_{02}, \dots, R_{0N_0} \right\|^*,$$
(28)

где  $R_{11}, R_{12}, ..., R_{1N0}$  – реакции точек крепления рессорного троса к несущему слева от опоры, H;

 $R_{21}, R_{22}, \dots, R_{2N_0}$  – то же справа от опоры, H;

 $R_{01}, R_{02}, \dots, R_{0N_0}$  – реакции опор, Н.

Определение высотного положения контактного провода (проводов) в точке нажатия токоприемника (при отсутствии и наличии вертикальной нагрузки):

$$z_0(x_{\rm T}) = \sum_{j=1}^{5} \beta(x_{\rm T}, x_j) \left( P_j - Q_j \left( P_{\rm T} = 0 \right) \right) + \beta_0(x_{\rm T}) + h_1;$$
(29)

$$z(x_{\rm T}) = \sum_{j=1}^{S} \beta(x_{\rm T}, x_j) \left( P_j - Q_j \right) - \beta(x_{\rm T}, x_{\rm T}) P_{\rm T} + \beta_0(x_{\rm T}) + h_1.$$
(30)

Определение жесткости в данной точке:

$$\mathfrak{K}_{c}(x_{T}) = \frac{P_{T}}{z_{0}(x_{T}) - z(x_{T})}.$$
(31)

Nº 4(12)

2012

Экспериментальное исследование эффекта от установки компенсирующих упругих устройств в пролете с одной контактной подвеской проводилось на учебном полигоне действующей железнодорожной техники ОмГУПСа. Были рассмотрены три варианта контактной подвески: типовой пролет (рисунок 3,а), пролет с установленным в первой нерессорной струне упругим элементом (рисунок 3,б), пролет с компенсирующим упругим устройством (рисунок 3,в).



Рисунок 3 - Схемы пролета экспериментального участка

Результаты проведенных экспериментальных исследований показали, что при установке компенсирующего упругого устройства жесткость подвески в месте установки первой нерессорной струны снижается на 15 % по сравнению с типовым вариантом, что говорит о целесообразности применения предлагаемого устройства. Значение критерия Фишера при сравнении результатов теоретических и экспериментальных исследований составило 1,099.



Рисунок 4 – Графики жесткости контактной подвески в пролете: 1 – типовой пролет; 2 – пролет с упругим элементом в первой нерессорной струне; 3 – пролет с компенсирующим упругим устройством



В измерительном пролете осуществлялся монтаж контактной подвески в соответствии с каждым из вариантов, после чего в нескольких точках пролета (под каждой из струн и в межструновых пролетах) определялись функции отжатия проводов путем последовательного увеличения вертикальной нагрузки с регистрацией вертикального перемещения проводов. Далее вычислялось значение жесткости подвески в данной точке пролета как отношение отжатия контактного провода к величине приложенной нагрузки и определялась зависимость жесткости от положения в пролете для каждого из вариантов (см. рисунок 4).

	Жесткость контактной подвески, Н/м							
Положение в пролете	без компенсирующих		с упругим элем	ентом в первой	с компенсирующим			
	устройств		нерессорн	ой струне	устройством			
	эксперимент	расчет	эксперимент	расчет	эксперимент	расчет		
Под левой опорой	1135	1212	1135	1212	1135	1218		
Между опорой и	1160	1179	1160	1179	1160	1186		
1-й струной								
Под 1-й струной	1170	1277	1170	1276	1170	1285		
Между 1-й и 2-й	1075	963	1075	963	1075	969		
струнами								
Под 2-й струной	925	911	925	911	925	915		
Между 2-й и 3-й	820	801	820	800	820	804		
струнами								
Под 3-й струной	755	800	755	799	755	803		
Между 3-й и 4-й	710	722	710	721	710	724		
струнами								
Под 4-й струной	712	798	712	796	710	799		
Между 4-й и 5-й	730	804	730	801	745	795		
струнами								
Под 5-й струной	766	871	765	864	840	918		
Между 5-й и 6-й	895	914	860	892	845	929		
струнами								
Под 6-й струной	1020	1120	985	1050	865	969		
Между 6-й и 7-й	1055	1095	1045	1057	930	995		
струнами								
Под 7-й струной	1050	1152	1050	1132	1020	1096		
Между опорой и	1070	1153	1070	1133	1065	1100		
7-й струной								
Под правой опо-	1080	1164	1080	1148	1080	1116		
рой								

Жесткость контактной подвески

На основании сказанного выше можно сделать следующие выводы.

1. Жесткость под первой нерессорной струной для рессорных контактных подвесок является величиной, наибольшим образом влияющей на коэффициент непостоянства жесткости.

2. Для выравнивания жесткости в пролетах контактных подвесок предлагается устанавливать компенсирующие упругие устройства под первыми нерессорными струнами, представляющие собой упругие элементы, соединенные одним концом с несущим тросом, а другим – с контактными проводами через струны.

3. Установка компенсирующего упругого устройства с упругим элементом приводит к снижению жесткости под первой нерессорной струной на 15 % по сравнению с типовым вариантом.

#### Список литературы

1. Маслов, Г. П. Влияние неравномерности жесткости контактной подвески на качество токосъема [Текст] / Г. П. Маслов, П. Ю. Лисин, Е. М. Барковская // Электроснабжение железных дорог: Межвуз. темат. сб. науч. тр. / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск, 2010. – С. 35 – 38.

2. Перспективные методы исследования и оценки параметров системы токосъема при проведении линейных испытаний [Текст] / В. М. Павлов, А. Н. Смердин и др. // Вестник ВНИИЖТа / Научно-исследовательский ин-т ж.-д. трансп. – М. – 2008. – № 6. – С. 40 – 45.

3. Пат. № 55696U1 (RU), МПК В60М 1/22. Устройство подвески контактного провода в переходном пролете контактной сети [Текст] / Г. П. Маслов, К. Р. Халиков. – № 2005119569/22; Заявлено 23.06.2005; Опубл. 27.08.2006. Бюл. № 24.

4. Александров, А. В. Сопротивление материалов [Текст] / А. В. Александров, В. Д. Потапов, Б. П. Державин. – М.: Высшая школа, 2003. – 560 с.

УДК 621.313.2

В. В. Харламов, П. К. Шкодун, А. П. Афонин

#### ФОРМИРОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОГО МНОЖЕСТВА ДИАГНОСТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ДЛЯ КОНТРОЛЯ ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ КОЛЛЕКТОРНО-ЩЕТОЧНОГО УЗЛА ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ В УСЛОВИЯХ НЕИДЕНТИЧНОСТИ КОММУТАЦИОННЫХ ЦИКЛОВ

В статье представлены результаты применения графоаналитического метода для определения эффективного множества диагностических параметров с целью контроля технического состояния коллекторнощеточного узла ТЭД подвижного состава в условиях неидентичности коммутационных циклов. Сформированы двудольные графы, которые могут быть использованы для выполнения задачи диагностирования после накопления статистической информации. Выбранные диагностические параметры учитывают все основные требования, предъявляемые к множеству эффективных диагностических параметров.

Основные эксплуатационные характеристики тяговых электродвигателей (ТЭД) подвижного состава в значительной степени определяются техническим состоянием его коллекторно-щеточного узла (КЩУ) [1]. Следует отметить то, что в процессе эксплуатации ТЭД на техническое состояние КЩУ оказывают влияние как внутренние факторы электромагнитной и механической природы, приводящие к появлению неидентичности коммутационных циклов, так и внешние, определяющие условия работы двигателя, например, изменение температуры окружающей среды, влажности, вибрации и др. [2]. Помимо этого на работу ТЭД в условиях эксплуатации оказывает влияние изменение напряжения питания [3], что также приводит к неидентичности коммутационных циклов. Перечисленные причины могут вызвать повышенное искрение щеток ТЭД.

Задача диагностирования заключается в формировании методики определения состояния КЩУ ТЭД в процессе эксплуатации и выявлении соответствующей совокупности диагностических параметров.

В процессе диагностирования ТЭД на подвижном составе в условиях эксплуатации целесообразно производить только оценку работоспособности КЩУ ТЭД с индикацией лишь результатов этого контроля и одновременно накапливать диагностическую информацию с целью проведения всестороннего анализа технического состояния КЩУ ТЭД в условиях депо и формирования рекомендаций по улучшению качества работы ТЭД. Имея информацию о развитии некоторого дефекта за время эксплуатации ТЭД, можно прогнозировать появление и развитие неисправности. Раннее обнаружение подобных процессов позволит предупредить возможные аварии и повысить безопасность движения. Текущий контроль технического состояния КЩУ ТЭД в период между ТО и ТР позволит перейти к ремонту по фактическому состоянию, что приведет к снижению затрат.

Таким образом, для решения поставленной задачи по определению диагностических параметров КЩУ ТЭД и построения описывающей его модели следует применять методы, представляющие тяговый двигатель как объект диагностирования с набором входных диа-

гностических параметров и выходных диагнозов его состояния. Одним из путей решения данной задачи является построение граф-модели КЩУ ТЭД с учетом условий эксплуатации.

Диагностическая граф-модель КЩУ ТЭД подвижного состава, сформированная для диагностирования в процессе приемо-сдаточных испытаний [4], не может быть непосредственно использована для оценки технического состояния тяговых двигателей в процессе эксплуатации. Она должна быть дополнена параметрами, учитывающими реальные условия работы ТЭД, такими как режим работы ТЭД, вибрация, температура и влажность окружающей среды, нестабильность напряжения питания.

Исходная граф-модель КЩУ ТЭД в условиях эксплуатации (рисунок 1) представлена множествами входных параметров K, внутренних параметров M, структурных параметров E, а также дефектов D, подлежащих распознаванию.



Рисунок 1 – Граф-модель КЩУ ТЭД в условиях эксплуатации

Для выявления наиболее эффективных диагностических параметров *В* необходимо произвести упорядочение вершин граф-модели. Решение данной задачи возможно с применением метода экспертного оценивания [5].

Объединяя маршруты, у которых расстояния между любой вершиной и конечной вершиной  $x_i$  соответствуют  $\rho \leq \rho_{\kappa p}$ , получаем рабочую граф-модель, которая в отличие от исходной не содержит ряда связей между параметрами. Однако в рабочей граф-модели сохранились все ребра и вершины, поэтому она «внешне» идентична исходной.

Рабочая граф-модель КЩУ ТЭД получилась очень сложной ввиду большого количества вершин *X* и ребер *Y*. Это затрудняет ее непосредственное использование в процессе диагностирования. Целесообразно уменьшить размерность решаемой задачи путем декомпозиции – разделения граф-модели на несколько частей.

В процессе диагностирования необходимо распознавание каждого из возможных дефектов. В связи с этим прежде чем приступить к декомпозиции граф-модели, внесем уточнения. Выделим характерные симптомы некоторых параметров:

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

2012

у параметра U – симптомы  $U_{cp}$  – среднее значение напряжения питания – и  $\Delta U_a$  – изменение напряжения в результате нарушения контакта между пластинами полоза токоприемника ЭПС и контактным проводом (отрыва токоприемника). Для симптома  $\Delta U$  введем дефект  $d'_1$  (кратковременное исчезновение напряжения);

у параметра  $I_a$  – симптомы  $I_{a cp}$  – среднее значение тока якоря – и  $\Delta I_a$  – резкие изменения тока якоря;

у параметра  $И_{\mu}$  – симптомы  $I_{\mu cp}$  – средний уровень искрения,  $\sigma_{B}$  и  $\sigma_{\kappa}$  – среднеквадратическое отклонение интенсивности искрения во времени и по коллектору;

С целью декомпозиции графа выделяем множества:

 $\tau_1$  – параметры  $U_{cp.}$ , M,  $C_B$ ,  $t^o_{okp.cp.}$ ,  $V_H$ ,  $\delta_{\Gamma\Pi}$ ,  $\delta_{\Pi\Pi}$ ,  $M_{III}$ ,  $P_H$ ,  $b_{III}$ ,  $H_{\Gamma\Pi}$  и  $H_{III}$ , которые определяют средний уровень искрения щеток;

 $\tau_2$  – параметры  $\Delta U_a$ ,  $\Delta M$ , и *a*, определяющие среднеквадратическое отклонение (СКО) интенсивности искрения во времени;

 $\tau_3$  – параметры  $L_c$ ,  $M_c$ ,  $\Delta \delta_a$ , и  $\eta$ , определяющие СКО интенсивности искрения по коллектору.

Полученные таким образом рабочие подграфы приведены на рисунках 2 – 4.





Выбор элементов множества диагностических параметров *B* представляет собой многофакторную задачу, поскольку каждый из параметров граф-модели в различной степени обладает теми или иными качествами и в различной степени соответствует тому или иному требованию. Для формирования оптимального состава множества *B* параметры следует упорядочить в соответствии со значениями некоторого сводного показателя оценки пригодности (эффективности) для решения задачи диагностирования. Лучше всего упорядочение производить в соответствии с убыванием такого показателя Ф, который можно считать показателем эффективности.


Рисунок 3 – Граф-модель КЩУ ТЭД в пространстве параметров, определяющих среднеквадратическое отклонение интенсивности искрения во времени



Рисунок 4 – Граф-модель КЩУ ТЭД в пространстве параметров, определяющих среднеквадратическое отклонение интенсивности искрения по коллектору

Показатель эффективности Ф удобно рассматривать в виде линейной функции некото-

Nº 4(12)

2012

рых оценок для каждого *i*-го параметра в соответствии с выражением:

$$\phi_{i} = \alpha \cdot \lambda_{i}^{*} + \beta \cdot \Omega_{i}^{*} + \gamma \cdot \Psi_{i}^{*}; \ \alpha + \beta + \gamma = 1,$$

где  $\lambda_i^*$  – нормированное значение оценки параметра по сводному фактору условий измерения, вес вершины;  $\Omega_i^*$  – нормированное значение оценки параметра по фактору чувствительности к появлению дефектов и информативности;  $\Psi_i^*$  – нормированное значение оценки параметра по фактору разделительной способности дефектов при измерении этого параметра,  $\alpha$ ,  $\beta$  и  $\gamma$  – коэффициенты значимости указанных факторов.

Каждой вершине графов поставлено в соответствие определенное число – вес вершины  $\lambda$ , характеризующее доступность параметра для контроля. Это число определялось по экспертно установленной шкале, которая включает в себя ряд ситуаций, определяющих измеримость (наблюдаемость параметра). Принят следующий набор ситуаций, вес которых устанавливается экспертно в диапазоне значений от 0 до 1 [4]: найденные таким образом покрытия представляют искомые множества диагностических параметров  $B_1 = \{KO, U_{\text{ср.}}, M_{\text{ср.}}, M_{\text{ср.}}, M_{\text{ср.}}, C_{\text{в}}, U_{\text{ср.}}, n, I_{a \text{ ср.}}\} – для оценки работы КЩУ в целом по машине, <math>B_2 = \{\sigma_{\text{в}}, a, I_a, \Delta U\} - для оценки среднеквадратического отклонения интенсивности искрения во времени и <math>B_3 = \{\sigma_{\text{к}}, \eta, n\} - для оценки среднеквадратического отклонения интенсивности искрения по коллектору. Выбранные параметры имеют наибольшие значения показателя эффективности Ф. Сформированные множества <math>B_1, B_2$  и  $B_3$  минимальны по составу и охватывают все рассматриваемые в граф-моделях дефекты, следовательно, они могут быть приняты для решения задачи диагностирования.

На основе выбранных множеств  $B_1$ ,  $B_2$  и  $B_3$  составлены схемы покрытия в виде двудольных графов соответствия между множествами дефектов и диагностических параметров (рисунки 5 – 7). Ребра графов представляют собой маршруты, числа на ребрах – значения расстояний  $\rho$  (близости). Полученные графы могут быть использованы для формирования задания по сбору статистических данных и организации процесса распознавания и диагностирования.



Рисунок 5 – Двудольный граф соответствия дефектов и диагностических параметров КЩУ ТЭД, определяющих среднеквадратическое отклонение интенсивности искрения во времени



Рисунок 6 – Двудольный граф соответствия дефектов и диагностических параметров КЩУ ТЭД, определяющих среднеквадратическое отклонение интенсивности искрения по коллектору







Таким образом, применение графоаналитического метода позволило определить эффективное множество параметров диагностирования коллекторно-щеточного узла ТЭД подвижного состава в условиях неидентичности коммутационных циклов.

Выбранные диагностические параметры учитывают все основные требования, предъявляемые к множеству эффективных диагностических параметров. Полученный результат является достаточно близким к оптимальному и может быть использован для последующего распознавания и организации соответствующих процедур диагностирования.

Полученные оценки связей между элементами двудольного графа могут быть использованы для выполнения задачи диагностирования после накопления статистической информации и уточнения весов этих связей.

### Список литературы

1. Авилов, В. Д. Методы анализа и настройки коммутации машин постоянного тока [Текст] / В. Д. Авилов. – М.: Энергоиздат, 1995. – 237 с.

2. Бочаров, В. И. Магистральные электровозы. Тяговые электрические машины [Текст] /. В. И. Бочаров. – М.: Энергоатомиздат, 1992. – 464 с.



3. Вольдек, А. И. Электрические машины: Учебник [Текст] / А. И. Вольдек. – Л.: Энергия, 1974. – 840 с.

4. Харламов, В. В. Методы и средства диагностирования технического состояния коллекторно-щеточного узла тяговых электродвигателей и других коллекторных машин постоянного тока [Текст]: Монография / В. В. Харламов. – Омск, 2002. – 233 с.

5. Осис, Я. Я. Диагностирование на граф-моделях (на примерах авиационной и автомобильной техники) [Текст] / Я. Я. Осис. – М.: Транспорт, 1991. – 244 с.

УДК 621.01; 534

А. П. Хоменко, С. В. Елисеев

### НЕТРАДИЦИОННЫЕ ПОДХОДЫ К ПОСТРОЕНИЮ МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ МЕХАНИЧЕСКИХ КОЛЕБАТЕЛЬНЫХ СИСТЕМ С РЫЧАЖНЫМИ СВЯЗЯМИ

Рассматриваются вопросы построения структурных моделей виброзащитных систем с рычажными механизмами или связями. Показано, что системы с твердыми телами могут быть приведены к общему виду, и предложены подходы к учету свойств рычажных механизмов. Вводятся новые понятия о структуре механической колебательной системы.

Возможности различных форм соединения наиболее распространенных звеньев механических колебательных систем в виде пружин и демпфирующих устройств нашли отражение в работах по теории механических цепей [1], теории подвесок транспортных средств [2], что связано с рассмотрением эквивалентных пружин и демпферов. Начальные представления о возможностях объединения свойств типовых элементов механических колебательных систем можно найти в работах по теории механизмов и машин, где упомянутые подходы использовались для определения приведенных масс и приведенных жесткостей. Приведенные характеристики получили применение не только в решении задач динамики механических систем, но и в статике в связи с задачами приведения силовых факторов. Широкое распространение задачи приведения сложных расчетных схем в динамике агрегатов, в частности, силовых передач, нашли отражение в работах [3, 4].

В более развитой форме вопросы формирования структур из типовых элементов рассматриваются в теории цепей и ее приложениях применительно к электрическим системам [5]. Возможности упрощения исходных механических систем и их математических моделей, в большей части линейных, стали основой ряда подходов, связанных с разработкой алгоритмов автоматического составления математических моделей и реализации идей автоматизации научных исследований и проектирования систем конкретного назначения [6]. Многие вопросы упрощения исходных структур с использованием идей блочного построения динамических структур были развиты в связи с развитием робототехники [7].

Вместе с тем, несмотря на значительное число работ, в которых в той или иной форме используются представления о возможностях построения приведенных или эквивалентных структур как направления создания некоторой основы для преобразования математических моделей, и технологии упрощения еще не получили должного внимания. В этом плане многое объясняется конкретными особенностями систем, определяемых физической природой составляющих элементов, а также целями и задачами исследования.

В динамике механических колебательных систем, являющихся расчетными схемами для многих задач, в частности, вибрационной защиты машин и оборудования, определенные перспективы имеют структурные методы исследования, связанные с применением аналитического аппарата теорий цепей и автоматического управления. Основной идеей метода является введение расширенного набора типовых элементарных звеньев механических систем. У



таких типовых элементов есть свойство при входном сигнале в виде смещения иметь выходной сигнал в виде силы. В качестве типовых элементов выступают устройства с передаточными функциями усилительных дифференцирующих и интегрирующих звеньев первого и второго порядков [8], из которых могут формироваться структурные схемы эквивалентных в динамическом отношении систем автоматического управления. Заложенная в исходных позициях однородность типовых звеньев по «входу» и «выходу» создает основу для построения приведенных структур, состоящих из блоков, которые, в свою очередь, также могут рассматриваться как своеобразные типовые элементы, но более сложного вида. В таких случаях они могут рассматриваться как типовые элементы второго уровня и т. д. Посуществу учет особенностей механических колебательных систем, в которых имеет место динамическое взаимодействие массоинерционных и упруго-диссипативных сил, естественным образом предопределяет возможности структурирования системы на блоки с учетом формы внешних возмущений и задач исследования. В наибольшей степени такие подходы удобны для систем с конечным числом степеней свободы; в меньшей степени пока развиты технологии блочного построения к системам с распределенными параметрами, хотя в этом направлении известны работы [9, 10]. Широкое распространение получили аналитические подходы и прикладные программные комплексы в разработке методов конечных элементов, однако оценка динамических свойств механических систем и в настоящее время остается сложной проблемой [11].

Упругие элементы в виде различных пружин широко используются в решении многих задач обеспечения динамического качества машин и технологического оборудования. Наиболее известны представления о свойствах пружин, имеющих идеальные характеристики, соответствующие в теории цепей и теории автоматического управления обычным усилительным устройствам. Существуют и более общие подходы, опирающиеся на расширение понятия упругого элемента путем соответствующих соединений с демпферами и устройствами для преобразования движения [12]. В работах [13, 14] рассмотрены отдельные аспекты приведения упругих систем к обобщенным пружинам, связанные с понятиями о динамической жесткости. Последняя определяет свойства системы при действии гармонических внешних возмущений. Конструктивным началом в таких подходах является использование динамических моделей в виде системы обыкновенных дифференциальных уравнений с постоянными коэффициентами, к которым применяются методы преобразования Лапласа с последующим построением структурных схем, эквивалентных в динамическом отношении структурным схемам систем автоматического управления [1]. Получаемые в последующих этапах передаточные функции дают возможность оценивать не только динамические свойства систем, но и их статические характеристики при «занулении» в передаточной функции системы частоты внешнего воздействия.

Однако многие вопросы использования возможностей структурных подходов еще не получили должной детализации и развития, особенно в тех разделах, которые связаны с изучением рычажных связей, т. е. динамического взаимодействия звеньев в виде твердых тел, соединенных в достаточно сложные структуры. Предлагается комплексное исследование, ориентированное на создание методологических основ построения математических моделей обобщенных упругих структур, возникающих при рассмотрении действия сил в механических колебательных системах. Предполагается, что методологическая основа может быть распространена на ситуации, характерные для периодических внешних сил, что связано в частности с выделением образующихся квазиструктур, упрощающих рассмотрение сложных механических систем.

Рычажные механизмы в составе механических колебательных систем характеризуются особенностями, которые проявляются в изменении динамических свойств по отношению к системам обычного вида. Ряд вопросов рассмотрен в работах [1, 14] в связи с учетом типа рычажных механизмов и их инерционно-упругих свойств. Отметим, что рычажные механизмы в структуре механической системы влияют на условия формирования соотношения меж-

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

ду координатами движения элементов системы и на формы упругих связей [1]. В частности, малоизученной представляется задача составления математических моделей систем с рычажными связями в различных координатах, что характерно для систем, включающих в свой состав звенья в виде твердого тела.

Рассмотрим механическую систему с двумя степенями свободы (см. рисунок 1,а, б), в составе которой используются рычаги 1-го рода (см. рисунок 1,а) и связка рычагов через зубчатое зацепление (см. рисунок 1,б). Введение рычажных связей в механические цепи приводит к определенным сложностям в использовании аппарата теории цепей, что обсуждалось в работах [3, 5], однако в этих исследованиях нашли отражение лишь отдельные аспекты проблемы. Больший интерес представляет сравнительный анализ систем с рычагами в их сопоставлении с известными схемными решениями в виде цепочки из двух тел и твердого тела на упругих опорах.



Рисунок 1 – Расчетные схемы механических колебательных систем с рычажными связями: а – рычаг 1-го рода; б – рычажная связь с зубчатым зацеплением

Система, представленная на рисунке 1,а, состоит из двух элементов массой  $m_1$  и  $m_2$ , которые взаимодействуют через рычаг 1-го рода. Рычаг имеет центр вращения в виде неподвижной точки O и плечи  $l_1$  и  $l_2$ . Внешнее возмущение представлено движением основания  $z_1(t)$  и  $z_2(t)$  гармонического вида, жесткость пружин обозначена соответственно  $k_1, k_2, k_3$ .

Для вывода уравнений движения примем, что рычаг обладает моментом инерции I относительно точки вращения и что передаточное отношение  $i = \frac{l_2}{l_1}$ ; учтем также, что переда-

точное отношение характеризует в данном случае изменение направления скорости движения по концам рычага. При рассмотрении движения свойства системы предполагаются линейными, трение отсутствует, а движения элементов системы малые.

Для построения математической модели системы (см. рисунок 1,а) введем систему координат  $y_1$  и  $y_2$  (относительно неподвижной базы) и угол поворота рычага с моментом инерции I вокруг точки 0 в виде  $\varphi$ . Тогда выражения для вычисления кинетической и потенциальной энергии системы примут вид:

$$T = \frac{1}{2}m_1\dot{y}_1^2 + \frac{1}{2}m_2\dot{y}_2^2 + \frac{1}{2}I\dot{\phi}^2;$$
(1)



$$\Pi = \frac{1}{2}k_1(y_1 - z_1)^2 + \frac{1}{2}k_2(y_1' - y_1)^2 + \frac{1}{2}k_2'(y_2' - y_2)^2 + \frac{1}{2}k_3y_2^2,$$
(2)

где  $y'_1, y'_2$  – координаты концов рычага,  $y'_1 = l_1 \varphi, y'_2 = l_2 \varphi$  в соответствии с рисунком 1,а,  $z_2(t) = 0$ . Отметим, что между  $y'_1$  и  $y'_2$  имеется соотношение  $\frac{y'_1}{l_1} = \frac{y'_2}{l_2}$ , из которого следует,

что  $y'_2 = iy'_1$   $(i = -\frac{l_2}{l_1})$ . Перепишем уравнения (1), (2) с условием связи координат:

$$T = \frac{1}{2}m_1\dot{y}_1^2 + \frac{1}{2}m_2\dot{y}_2^2 + \frac{1}{2}I\left(\frac{\dot{y}_1'}{l_1}\right)^2;$$
(3)

$$\Pi = \frac{1}{2}k_1(y_1 - z_1)^2 + \frac{1}{2}k_2(y_1' - y_1)^2 + \frac{1}{2}k_2'(iy_1' - y_2)^2 + \frac{1}{2}k_3y_2^2.$$
(4)

После ряда преобразований получим уравнения движения:

$$m_1 \ddot{y}_1 + y_1 (k_1 + k_2) - k_2 y_1' = k_1 z_1;$$
(5)

$$m_2 \ddot{y}_2 + y_2 (k_3 + k'_2) - k'_2 i y'_1 = 0; (6)$$

$$(I/l_1^2)\ddot{y}_1' + y_1'(k_2 + k_2'i^2) - k_2y_1 - k_2'iy_2 = 0.$$
<sup>(7)</sup>

Коэффициенты уравнений движения (5) – (7) представлены в таблице 1. Таблица 1 – Коэффициенты уравнений движения (5) – (7)

<i>a</i> <sub>11</sub>	$a_{12}$	<i>a</i> <sub>13</sub>
$m_1p^2 + k_1 + k_2$	0	-k <sub>2</sub>
<i>a</i> <sub>21</sub>	<i>a</i> <sub>22</sub>	$a_{23}$
0	$m_1 p^2 + k_2' + k_3$	$-k'_2i$
<i>a</i> <sub>31</sub>	<i>a</i> <sub>32</sub>	<i>a</i> <sub>33</sub>
$-k_2$	$-k'_2i$	$(I/l_1^2)p^2 + k_2 + k_2'i^2$
$Q_1$	$Q_2$	$Q_3$
$k_1 z_1$	0	0

Примечание:  $Q_1 - Q_3$  – обобщенные силы, соответствующие обобщенным координатам.

Используя уравнения (7) при I = 0, найдем, что  $y'_1(k_2 + k'_2i^2) - k_2y_1 - k'_2iy_2 = 0$ , откуда

$$y_1' = \frac{k_2 y_1 + k_2' i y_2}{k_2 + k_2' i^2} = a y_1 + b y_2,$$
(8)

где

$$a = \frac{k_2}{(k_2 + k_2'i^2)}; b = \frac{k_2'i}{(k_2 + k_2'i^2)}.$$
(9)

Произведем преобразования уравнений (5), (6) и получим:

$$m_1 \ddot{y}_1 + y_1 (k_1 + k_2) - k_2 (ay_1 + by_2) = k_1 z_1;$$
(10)

Nº 4(12)

2012

$$m_2 \ddot{y}_2 + y_2 (k'_2 + k_3) - k'_2 i(ay_1 + by_2) = 0.$$
(11)

После приведения к унифицированной форме получим таблицу 2 коэффициентов уравнений (10), (11).

Таблица 2 — Коэффициенты уравнений движения системы в координатах  $y_1$  и  $y_2$ 

a <sub>11</sub>	<i>a</i> <sub>12</sub>
$m_1p^2 + k_1 + k_2 - k_2a$	$-k_2b$
<i>a</i> <sub>21</sub>	<i>a</i> <sub>22</sub>
$-k'_2ia$	$m_2 p^2 + k_2' + k_3 - k_2' ib$
$Q_1$	$Q_2$
$k_1 z_1$	

Проверим соотношение между коэффициентами  $a_{21}$  и  $a_{12}$ :

$$-k_2 b = a_{12} = -\frac{k_2 k_2' i}{k_2 + k_2' i^2} = \frac{-k_2 k_2' i}{k_2 + k_2' i^2};$$
(12)

$$-k_2'ia = a_{21} = -\frac{k_2k_2'i}{k_2 + k_2'i^2}.$$
(13)

Таким образом, симметрия матрицы коэффициентов уравнений (см. таблицу 2) сохраняется. Структурная схема системы при *I* = 0 представлена на рисунке 2.



Рисунок 2 – Структурная схема механической системы с рычажными связями при I = 0

Распишем выражения для приведенной жесткости:

$$k_{\rm np_1} = k_1 + k_2 - k_2 a = k_1 + \frac{k_2 k_2' i^2}{k_2 + k_2' i^2}.$$
 (14)

В свою очередь

$$k_{\rm np_2} = k_3 + k_2' - k_2' i b = k_3 + \frac{k_2 k_2'}{k_2 + k_2' i^2}.$$
(15)

79

Если  $I \neq 0$ , то структурная схема системы примет вид, изображенный на рисунке 3.

№ 4(12) 2012	ИЗВЕСТИЯ Транссиба	



Рисунок 3 - Структурная схема системы с инерционным рычагом

Особенность системы заключается в том, что в ней отсутствуют связи между парциальными системами по координатам  $y_1$  и  $y_2$ . Принимая, что  $k_1 z_1 = Q_1$ , можно найти передаточную функцию системы:

$$W(p) = \frac{\overline{y}_1}{\overline{Q}} = \frac{\left[(I/l_1^2)p^2 + k_2 + k_2'i^2\right](m_2p^2 + k_2' + k_3) - (k_2'i)^2}{A},$$
(16)

где А – характеристическое уравнение,

$$A = \left(m_1 p^2 + k_1 + k_2\right) \left(\frac{I}{l_1^2} p^2 + k_2 + k_2' i^2\right) \left(m_2 p^2 + k_2' + k_3\right) - (k_2' i)^2 (m_1 p^2 + k_1 + k_2) - k_2^2 (m_2 p^2 + k_2' + k_3).$$
(17)

Из уравнения (16) следует, что приведенная упругость, т. е. жесткость упругого компакта в системе, представленной на рисунке 1, при приложении статической силы Q к элементу с массой  $m_1$  определится по выражению:

$$k_{np} = \frac{i^2 k_2 k_2' k_3}{k_2' k_2 + k_3 k_2 + k_2' k_3 i^2}.$$
(18)

Nº 4(12)

2012

Аналогичное выражение можно получить непосредственно из расчетной схемы, изображенной на рисунке 1, полагая  $I = 0, m_2 = 0$ :

$$k_{np} = \frac{\left(\frac{k_2'k_3}{k_2' + k_3}\right)i^2 k_2}{\left(\frac{k_2'k_3}{k_2' + k_3}\right)i^2 + k_2} = \frac{i^2k_2k_2'k_3}{k_2k' + k_2k_3 + k_2'k_3i^2}.$$
(19)

Алгоритм получения выражения (19) заключается в выделении двух каскадов из последовательно соединенных упругих элементов и учете свойств рычажного соединения.

Для получения выражения (18), если использовать (16), (17), необходимо также принять p = 0 в парциальных системах  $m_2 p^2 + k'_2 + k_3$  и  $\frac{I}{l_1^2} p^2 + k_2 + k'_2 i^2$ , затем привести систему к виду:  $m_1 p^2 + k_1 + k_{np}$ . На рисунке 4 показано, что с учетом преобразований компакт (квази-пружина) из упругих элементов в случае действия статической нагрузки в расчетной схеме занимает место обычного упругого элемента.

При i = 1 выражение (19) принимает вид последовательно соединенных упругих элемен-



Рисунок 4 – Расчетная схема механической колебательной системы с упругим компактом

тов. В свою очередь при i = 0, что соответствует  $l_2 = 0$ , система принимает упрощенный вид, при котором  $k_{\rm np} = 0$ . При этом взаимодействия с остальными элементами через рычаг не происходит. Если полагать, что  $k'_2 = \infty$ , т. е. если считать, что масса  $m_2$ непосредственно связана с рычагом, то

$$k_{\rm np} = \frac{k_2 k_3 i^2}{k_2 + k_3 i^2},$$
 (20)

что совпадает с ранее полученными результатами [1].

Принимая I = 0, можно преобразовать структурную схему, представленную на рисунке 2, к виду, изображенному на рисунке 5. В этом случае взаимодействие между парциальными системами будет осуществляться через упругий компакт с жесткостью



Рисунок 5 - Структурная схема системы с рычажными связями

Используя структурную схему, прведенную на рисунке 5, можно провести преобразование, которое придает рассматриваемой системе вид обычной цепной структуры, содержащей компакты из упругих элементов, соединенных рычажными связями. Структурная схема с преобразованными элементами приведена на рисунке 6.







Соответствующая расчетная схема на уровне использования отдельных звеньев с учетом их физической природы приведена на рисунке 7.

Особенностью системы, изображенной на рисунке 7, является то, что рычажные связи оказались введенными в структуру компакта упругих элементов, что ранее в научной литературе не предполагалось возможным в таком представлении [1]. В теории цепей для учета рычажных связей применяются специальные приемы, которые не отражают общей природы динамических связей [1, 5].

Отметим также, что связь между парциальными системами, в физическом смысле, реализуется через рычажный механизм, который превращает вращательное усилие в силовые факторы взаимодействия между массами  $m_1$  и  $m_2$  в соответствии с теоретическими положениями механики.

Таким образом, система с рычажными связями может быть представлена цепной системой с упругими элементами, образующими некоторые компакты; связи между парциальными системами имеют упругий характер; при этом массоинерционные свойства рычага для статических расчетов полагаются малыми. Тип рычажного устройства имеет значение для построения передаточных функций системы, поскольку рычаги первого рода (как в рассматриваемом случае) имеют передаточное отношение со знаком «минус». Это имеет значение для определения вида



Рисунок 7 – Расчетная схема системы, приведенной к цепному виду и содержащей рычажные связи

Nº 4(12)

2012

привносимой рычагами дополнительной обратной связи, которая может быть отрицательной или положительной. Последнее имеет значение в связи с изменениями характеристического уравнения.

В соответствии со структурной схемой на рисунке 6 можно отметить, что частоты парциальных систем и собственных колебаний системы и динамические свойства будут зависеть от типа рычажных связей, что, в частности, нашло отражение в работах [10, 14].

Для проверки правильности подхода определим статическую жесткость системы, представленной на рисунке 7:

$$k_{np} = \frac{\frac{\left[k_{3}(k_{2} + k_{2}'i^{2}) + k_{2}k_{2}'(1-i)\right]}{(k_{2} + k_{2}'i^{2})} + k_{2}k_{2}'(1-i)}{\frac{k_{2}k_{2}'i}{(k_{2} + k_{2}'i^{2})} + \frac{k_{2}k_{2}'i}{(k_{2} + k_{2}'i^{2})}} + \frac{k_{2}k_{2}'i}{(k_{2} + k_{2}'i^{2})} + \frac{k_{2}k_{2}'i}{(k_{2} + k_{2}'i^{2})}$$
(22)

что совпадает с выражением (19).

Учет динамических свойств системы с инерционным рычагом требует самостоятельного рассмотрения, но производится аналогичным образом.

При использовании рычага первого рода скорости концов рычага имеют разные направления, поэтому если принять i < 0, то в соответствии с уравнениями (5) – (7) обратные связи в структурных схемах будут отрицательными. Это предполагает в характеристическом уравнении (по рисунку 6) знак «плюс» перед последним членом. При этом надо принять во внимание, что знак «минус» у передаточного отношения не изменяет параметры парциальных систем, т. е. рычаг первого рода в данном случае при свертках системы обеспечивает отрицательную обратную связь.

Если использовать рычаг второго рода, в котором i > 0, то обратная связь в системе будет положительной, что изменяет знак в характеристическом уравнении системы – он становится отрицательным (знак «минус»). Учет особенностей рычажных связей приводит к тому, что динамические свойства систем будут различными при различных типах рычажных связей.

Рассмотрим механическую систему, содержащую более сложную систему рычажных связей, включающую в себя зубчатое зацепление (см. рисунок 1, б). Запишем выражения для кинетической и потенциальной энергии, полагая, что компоненты рычажных связей имеют моменты инерции  $I_1$  и  $I_2$  соответственно и неподвижные точки вращения  $O_1$  и  $O_2$  (см. рисунок 1, б):

$$\begin{cases} T = \frac{1}{2}m_1\dot{y}_1^2 + \frac{1}{2}m_2\dot{y}_2^2 + \frac{1}{2}I_1\dot{\phi}^2 + \frac{1}{2}I_2\dot{\phi}_1^2; \\ \Pi = \frac{1}{2}k_1(y_1 - z_1)^2 + \frac{1}{2}k_2(y_1' - y_1)^2 + \frac{1}{2}k_2'(y_2' - y_2) + \frac{1}{2}k_3(y_2 - z_2)^2, \end{cases}$$
(23)

где  $\varphi$  и  $\varphi_1$  – угловые координаты поворота элементов зубчатого зацепления.

Введем ряд необходимых для дальнейших расчетов соотношений:  $\phi = \frac{y'_1}{l_1}; \quad \phi_1 = \frac{y'_2}{l_3};$ 

 $l_2\phi = \phi_l l'_2; \quad \frac{y'_1}{l_1} = \frac{y'_2}{l_3} \cdot \frac{l'_2}{l_2}; \quad y'_2 = \frac{y'_1 l_3 l_2}{l_1 l'_2}; \quad i = \frac{l_2}{l_1}; \quad i_1 = \frac{l_3}{l'_2}; \quad \phi_1 = \phi \frac{l_2}{l'_2}.$  С учетом приведенных соотношений выражения (23) примут вид:

$$T = \frac{1}{2}m_1\dot{y}_1^2 + \frac{1}{2}m_2\dot{y}_2^2 + \frac{1}{2}I_1\dot{\phi}^2 + \frac{1}{2}I_2\dot{\phi}^2\left(\frac{l_2}{l_2'}\right);$$
(24)

$$\Pi = \frac{1}{2}k_1(y_1 - z_1)^2 + \frac{1}{2}k_2(\varphi l_1 - y_1)^2 + \frac{1}{2}k_2'(\varphi l_1ii_1 - y_2)^2 + \frac{1}{2}k_3(y_2 - z_2)^2.$$
(25)

Так как  $l_2 = il_1$ , а  $l'_2 = \frac{l_3}{i_1}$ , то можно ввести соотношение:

$$\frac{l_2}{l_2'} = i_1 i \frac{l_1}{l_3} = i_2.$$
(26)

Уравнения движения в данном случае примут вид:

$$m_1 \ddot{y}_1 + y_1 (k_1 + k_2) - k_2 \phi l_1 = k_1 z_1;$$
(27)

$$m_2 \ddot{y}_2 + y_2 (k'_2 + k_3) - k'_2 i i_1 l_1 \phi = k_3 z_2;$$
(28)

$$\ddot{\varphi}(I_1 + I_2 i_2^2) + \varphi \Big[ k_2 l_1^2 + k_2' (l_1 i i_1)^2 \Big] - k_2 l_1 y_1 - k_2' l_1 i i_1 y_2 = 0.$$
<sup>(29)</sup>

Если  $I_1 = 0, I_2 = 0$ , тогда

$$\phi = ay_1 + by_2,\tag{30}$$

где

№ 4(12)

2012

$$a = \frac{k_2 l_1}{k_2 l_1^2 + k_2' (l_1 i l_1)^2};$$
(31)

анссиба

ИЗВЕСТИЯ	Тр

$$b = \frac{k_2' l_1 i i_1}{k_2 l_1^2 + k_2' (l_1 i i_1)^2}.$$
(32)

С учетом выражений (30) – (32) уравнения (27), (28) преобразуются к виду:

$$m_{1}\ddot{y}_{1} + (k_{1} + k_{2})y_{1} - \frac{k_{2}^{2}l_{1}^{2}}{k_{2}l_{1}^{2} + k_{2}'(l_{1}ii_{1})^{2}} - \frac{k_{2}l_{1}k_{2}'(l_{1}ii_{1})y_{2}}{k_{2}l_{1}^{2} + k_{2}'(l_{1}ii_{1})^{2}} = k_{1}z_{1};$$
(33)

$$m_2 \ddot{y}_2 + (k'_2 + k_3) y_2 - \frac{(k'_2)^2 (l_1 i i_1)^2 y_2}{k_2 l_1^2 + k'_2 (l_1 i i_1)^2} - \frac{k_2 l_1 k'_2 (l_1 i i_1)}{k_2 l_1^2 + k'_2 (l_1 i i_1)^2} = k_3 z_2.$$
(34)

В таблице 3 приведены коэффициенты уравнений (33), (34).

Таблица 3 – Коэффициенты уравнений в координатах  $y_1, y_2$ 

<i>a</i> <sub>11</sub>	<i>a</i> <sub>12</sub>
$m_1 p^2 + k_1 + \frac{k_2 k_2' (l_1 i l_1)^2}{k_2 l_1^2 + k_2' (l_1 i l_1)^2}$	$-\frac{k_2k_2'l_1(l_1il_1)}{k_2l_1^2+k_2'(l_1il_1)^2}$
<i>a</i> <sub>21</sub>	a <sub>22</sub>
$-\frac{k_2k_2'l_1(l_1ii_1)}{k_2l_1^2 + k_2'(l_1ii_1)^2}$	$m_2 p^2 + k_3 + \frac{k_2 k_2' l_1^2}{k_2 l_1^2 + k_2' (l_1 i l_1)^2}$
$Q_1$	<i>Q</i> <sub>2</sub>
$k_1 z_1$	$k_2 z_2$

Примечание:  $Q_1, Q_2$  – обобщенные силы, соответствующие обобщенным координатам  $y_1$  и  $y_2$ .

Структурная схема системы по рисунку 1,6 приведена на рисунке 8.



Рисунок 8 – Структурная схема системы по рисунку 1, б

Из структурной схемы, приведенной на рисунке 8, следует, что введение рычажных и упругих элементов формирует систему, в которой парциальные блоки имеют связь с передаточной функцией:

$$W'(p) = \frac{k_2 k_2'(ii_1)}{k_2 + k_2'(ii_1)^2}.$$
(35)

Nº 4(12)

2012

В структурной схеме на рисунке 8 можно произвести ряд эквивалентных преобразований (рисунок 9), приняв, что

 $ii_1 = i_0$ .



Рисунок 9 - Структурная схема системы по рисунку 1, б, приведенная к цепному виду

Отметим, что приведенные преобразования для расчетной схемы на рисунке 1, б аналогичны преобразованиям для схемы на рисунке 1,а. Если не принимать во внимание знаки передаточного отношения, то для схемы на рисунке 9 представлена система, в которой для связи парциальных блоков вводится положительная обратная связь. В этом случае характеристическое уравнение будет иметь вид:

$$\left(m_{1}p^{2}+k_{1}+\frac{k_{2}k_{2}'i_{0}^{2}}{k_{2}+k_{2}'i_{0}^{2}}\right)\left(m_{2}p^{2}+k_{3}+\frac{k_{2}k_{2}'}{k_{2}+k_{2}'i_{0}^{2}}\right)-\frac{\left(k_{2}k_{2}'i_{0}\right)^{2}}{\left(k_{2}+k_{2}'i_{0}^{2}\right)^{2}}=0.$$
(37)

Рассмотрим более подробно структуру  $i_0 = ii_1$ . Отметим, что  $i = \frac{l_2}{l_1}$  – передаточное отно-

шение рычага первого рода (см. рисунок 1,б), для которого  $i = -\frac{l_2}{l_1}$ . В свою очередь  $i_1 = \frac{l_2}{l'_2}$ является передаточным отношением зубчатой передачи с наружным зацеплением, обеспечи-

вающим вращение элементов передачи в противоположных направлениях, поэтому  $i_1 = -\frac{l_2}{l_2'}$ .

Комбинация двух передаточных отношений будет, таким образом, всегда положительной. Изложенное позволяет сделать вывод о том, что соединение двух рычагов первого рода через наружное зубчатое зацепление превращает весь блок в рычаг второго рода, что само по себе является нетрадиционным представлением особенностей рычажных связей.

Таким образом, рычажные связи в структурах механических систем, содержащих упругие и массоинерционные элементы, создают пространственные (в данном случае – двумерные) взаимодействия.

При анализе статического равновесия система может рассматриваться на уровнях выделения структурных образований из упругих элементов и рычагов, в свою очередь соединенных между собой зубчатым механизмом. Такие структурные образования можно назвать компактами, или квазипружинами, которые могут иметь достаточно сложные схемы и состоять из различных комбинаций рычагов и пружин. Главным является то, что квазипружина ведет себя в статических преобразованиях, например, при определении приведенной жесткости механической системы (жесткость в точке положения силы), так же, как обычная пружина в виде типового элементарного звена.

№ 4(12) 2012 ИЗВЕСТИЯ Транссиба (36)

Рассматриваемые структурные представления позволяют предложить метод определения приведенных жесткостей на основе использования для этих целей передаточных функций. Передаточные функции, вычисленные путем простых преобразований, позволяют получить необходимые данные о приведенных жесткостях системы и тем самым учитывать конструктивно-технические особенности системы.

Предложенный метод для решения задач динамики открывает возможность введения и учета рычажных связей в структурных интерпретациях механических колебательных систем, основанных на аналитическом аппарате теорий цепей и автоматического управления.

### Список литературы

1. Елисеев, С. В. Мехатронные подходы в динамике механических колебательных систем [Текст] / С. В. Елисеев, Ю. Н. Резник, А. П. Хоменко. – Новосибирск: Наука, 2011. – 394 с.

2. Климов, А. В. Динамика рычажной релаксационной подвески с прерывистым демпфированием: Дис... канд. техн. наук / А. В. Климов. – Орел, 2001. – 186 с.

3. Фролов, К. В. Вибрации в технике. Защита от вибраций и ударов [Текст] / К. В. Фролов. – М.: Машиностроение, 1981. – Т. 6. – 456 с.

4. Вейц, В. А. Колебательные системы машинных агрегатов [Текст] / В. А. Вейц, Е. А. Кочура, А. К. Федотов / Ленинградский гос. ун-т. – Л., 1979. – 256 с.

5. Бакалов, В. П. Основы теории цепей [Текст] / В. П. Бакалов, В. Ф. Дмитриков, Б. И. Крук. – М.: Радио и связь. – 1998. – 469 с.

6. Елисеев, С. В. Исследование и проектирование виброзащитных систем средствами специализированных пакетов прикладных программ [Текст] / С. В. Елисеев, А. А. Засядко, Г. Д. Карпухин // Проблемы механики железнодорожного транспорта. Повышение надежности и совершенствование конструкций подвижного состава. Сб. докл. всесоюзной конф. / Днепропетровский нац. ун-т ж.-д. трансп. – Днепропетровск, 1988.

7. Елисеев, С. В. Математическое и программное обеспечение в динамике многоманипуляционных систем [Текст] / С. В. Елисеев, М. М. Свинин. – Новосибирск: Наука, 1992. – 298 с.

8. Динамический синтез в обобщенных задачах виброзащиты и виброизоляции технических объектов [Текст] / С. В. Елисеев, Ю. Н. Резник и др. / Иркутский гос. ун-т путей сообщения. – Иркутск, 2008. – 523 с.

9. Бутковский, А. Г. Структурная теория распределенных систем [Текст] / А. Г. Бутковский. – М.: Наука, 1977. – 320 с.

10. Ольсон, Г. Ф. Динамические аналогии [Текст] / Г. Ф. Ольсон. – М.: Мир, 1967. – 224 с.

11. Соболев, В. И. Дискретно-континуальные математические модели в алгоритмическом и программном разрешении проблем подавления вибраций конструкций и оборудования [Текст]: Автореф. дис... доктора техн. наук. Иркутск, 2003. – 36 с.

12. Елисеев, С. В. Динамика механических систем с дополнительными связями [Текст] / С. В. Елисеев, Л. Н. Волков, В. П. Кухаренко. – Новосибирск: Наука. – 1990. – 214 с.

13. Елисеев, С. В. Обобщенная пружина в задачах динамики машин и оборудования [Текст] / С. В. Елисеев, С. В. Белокобыльский, Р. Ю. Упырь // Сб. науч. тр. / Полтавский национальный техн. ун-т. – Полтава, 2009. - № 3 (25). – С. 79 – 89.

14. Елисеев, С. В. Рычажные связи в задачах вибрационного воздействия на машины и оборудование [Текст] / С. В. Елисеев, А. П. Хоменко, Р. Ю. Упырь // Современные технологии. Системный анализ. Моделирование / Иркутский гос. ун-т путей сообщения. – Иркутск, 2009. – № 3 (23). – С. 104 – 119.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

УДК 621.336

### А. Е. Чепурко

### РЕГУЛИРОВАНИЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКОЙ ПОДЪЕМНОЙ СИЛЫ ТОКОПРИЕМНИКА В ПРОЦЕССЕ ЕГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ С КОНТАКТНОЙ ПОДВЕСКОЙ

В статье приведен алгоритм нахождения рациональной аэродинамической подъемной силы токоприемника. Построены зависимости необходимого уровня компенсации от рабочей высоты. Предложено аэродинамическое устройство в виде плоского экрана, позволяющее получить заданные аэродинамические подъемные силы.

При движении электроподвижного состава с высокими скоростями движения или ветре его токоприемник подвергается воздействию потоков воздуха. Вследствие этого создается аэродинамическая сила, которую обычно представляют горизонтальной и вертикальной составляющими. Первую принято называть лобовым сопротивлением, а вторую – подъемной силой [1]. Эти силы представляются зависимостями от скорости движения, которые называются характеристиками аэродинамического лобового сопротивления и аэродинамической подъемной силы.

Аэродинамическое лобовое сопротивление создает сопротивление движению и влияет на расход электрической энергии на тягу поезда, а подъемная сила изменяет контактное нажатие, что влияет на качество токосъема.

Для обеспечения качественного токосъема аэродинамическая характеристика должна бать такой, при которой обеспечивается минимальный износ контактирующих элементов (контактных вставок токоприемников и контактных проводов) [2]. Эту характеристику назовем рациональной. Ее можно получить при использовании дополнительных устройств, выполняемых в виде экранов, крыльев и др. [3, 4].

В качестве дополнительного аэродинамического устройства предлагается использовать



Рисунок 1 – Крепление аэродинамического устройства на верхнем валу: 1 – аэродинамический экран; 2 – управляющий стержень; 3, 4 – верхняя и нижняя штанги

авторегулируемый экран, изображенный на рисунке 1.

Аэродинамический экран шарнирно закреплен на верхнем валу верхней штанги и через управляющий стержень шарнирно соединен с хомутом, охватывающим нижнюю штангу.

Геометрические размеры экрана принимаются исходя из необходимого уровня компенсации аэродинамической силы, который определяется рациональной аэродинамической характеристикой токоприемника.

Алгоритм определения рациональной аэродинамической подъемной силы, которую должен создавать экран при заданной скорости воздушного потока, показан на рисунке 2.



Рисунок 2 – Алгоритм определения рациональной аэродинамической подъемной силы

В блоке ввода исходных данных и границ допустимого диапазона контактного нажатия вводятся параметры контактной подвески и токоприемника. Диапазон, за пределы которого контактное нажатие не должно выходить, задается в этом же блоке. В работе [3] отмечено, что контактное нажатие необходимо ограничить величиной, которая не будет превышать статическое нажатие более чем в 1,8 раза. В источнике [5] предлагается принять максимально допустимым контактное нажатие в 300 H, а минимально допустимым – в 40 H. Согласно европейским нормам контактное нажатие не должно превышать 380 H на линиях постоянного тока 3 кВ и 250 H на линиях переменного тока 27,5 кВ при скорости движения в 250 км/ч.

Получить рациональную аэродинамическую силу при конкретной скорости движения

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

можно на основании расчета взаимодействия токосъемных устройств [6]. Расчет проводим по методу, приведенному в источнике [3]. Данный метод позволяет задать исходные данные таким образом, что аэродинамическая подъемная сила будет полностью скомпенсированной.

Затем, согласно алгоритму, следует цикл. В алгоритме, представленном на рисунке 2, дискретизация подъемной силы составляет 10 H, но при необходимости ее можно уменьшить. Число циклов ограничено значением *n*, которое является целым числом, и для алгоритма, изображенного на рисунке 2, принимается равным 30. Заканчивается цикл блоком условия, который повторяется и после завершения цикла. Это вызвано необходимостью вывести информацию о невозможности решения, когда при любых значениях аэродинамической подъемной силы контактное нажатие выходит за границы допустимого диапазона. В итоге получается наименьшее значение аэродинамической подъемной силы, при котором контактное нажатие будет оставаться в заданном диапазоне. Число n выбирают с учетом максимально допустимой величины контактного нажатия. Дополнительный блок-условие необходим для того, чтобы в случае невозможности эксплуатации токоприемника при заданных условиях эта информация появилась на устройстве вывода.

Данный алгоритм повторяют для конкретной скорости и на основании полученных результатов строят рациональную аэродинамическую характеристику токоприемника.

Расчет аэродинамического устройства в виде экрана выполним для асимметричного токоприемника Siemens SSS 87-RZD. Для этого используем программный комплекс COS-MOSFloWorks [7]. Скорость движения изменяем от 33,3 до 69,4 м/с, рабочая высота токоприемника – 1,5 м. В данном программном комплексе рассчитываются также реальная и рациональная аэродинамические характеристики. Экстремумы контактного нажатия определяются согласно рекомендациям работ [3, 8]. Рациональная аэродинамическая характеристика токоприемника электроподвижного состава устанавливается по алгоритму, приведенному на рисунке 2. Разность между рациональной и реальной аэродинамическими характеристиками будет характеристикой аэродинамического устройства (экрана). Результаты расчета при движении токоприемника шарнирным соединением штанг назад приведены в таблице 1.

Силы, Н	Скорость v, м/с										
	33,30	38,80	44,40	50,00	55,50	61,10	66,70	69,40			
$P_{\rm KT max}$	143,00	145,00	148,00	156,00	188,00	204,00	229,00	250,00			
$P_{\rm KT min}$	74,00	72,00	70,00	65,00	41,00	28,00	50,00	-19,00			
$P_{\rm BT}$	19,00	25,00	32,00	40,00	49,00	59,00	70,00	76,00			
$P_{\rm BT}$ рац	13,00	18,00	23,00	29,00	35,00	44,00	54,00	60,00			
$P_{\rm BT ycrp}$	-6,00	-7,00	-9,00	-11,00	-14,00	-15,00	-16,00	-16,00			

Таблица 1 – Результаты расчета контактного нажатия и аэродинамических сил при движении шарнирным соединением штанг токоприемника назад

Результаты расчета при движении токоприемника шарнирным соединением штанг вперед представлены в таблице 2.

Таблица 2 – Результаты расчета контактного нажатия и аэродинамических сил при движении шарнирным соединением штанг токоприемника вперед

Силы Н	Скорость v, м/с									
011111, 11	33,30	38,80	44,40	50,00	55,50	61,10	66,70	69,40		
$P_{\rm KT max}$	143,00	145,00	148,00	156,00	188,00	204,00	229,00	250,00		
$P_{\rm KT\ min}$	74,00	72,00	70,00	65,00	41,00	28,00	5,00	-19,00		
$P_{\rm BT}$	13,00	15,00	19,00	24,00	29,00	37,00	46,00	51,00		
$P_{\rm BT pau}$	13,00	18,00	23,00	29,00	35,00	44,00	54,00	60,00		
$P_{\rm BT ycrp}$	0,00	3,00	4,00	5,00	6,00	7,00	8,00	9,00		

Чтобы найти оптимальный угол атаки и геометрические размеры экрана, исследуем его обтекание воздушным потоком при помощи программного комплекса COSMOSFloWorks. По результатам расчетов разработан экран, показанный на рисунке 3.

№ 4(12) 2012 ИЗВЕСТИЯ Транссиба



Рисунок 3 – Геометрические параметры используемого экрана

Аэродинамическая вертикальная сила, создаваемая экраном при движении токоприемника шарнирным соединением штанг назад и вперед при углах атаки в 10, 20 и 30°, приведена в таблицах 3 и 4.

Таблица 3 – Аэродинамическая вертикальная сила, создаваемая экраном при движении токоприемника шарнирным соединением штанг назад

Сили Н	Скорость v, м/с								
Силы, п	33,30	38,80	44,40	50,00	55,50	61,10	66,70	69,40	
Рвт экр при α = -10°	-1,70	-2,31	-3,02	-3,83	-4,72	-5,72	-6,82	-7,38	
Рвт экр при α = -20°	-4,50	-6,11	-8,00	-10,15	-12,51	-15,16	-18,06	-19,55	
Рвт экр при α = -30°	-5,34	-7,25	-9,49	-12,04	-14,84	-17,97	-21,42	-23,19	

Таблица 4 – Аэродинамическая вертикальная сила, создаваемая экраном при движении токоприемника шарнирным соединением штанг вперед

Силы, Н	Скорость v, м/с								
	33,30	38,80	44,40	50,00	55,50	61,10	66,70	69,40	
Рвт экр при α = +10°	0,35	0,48	0,63	0,80	0,99	1,19	1,42	1,54	
Рвт экр при $\alpha = +20^{\circ}$	2,72	3,70	4,84	6,14	7,57	9,17	10,93	11,83	
Рвт экр при α = +30°	4,43	6,01	7,87	9,99	12,30	14,91	17,77	19,24	

Данные в таблицах 1 – 4 показывают, что угол атаки экрана должен быть равен 20° при рабочей высоте в 1,5 м.

Аэродинамические характеристики до и после применения устройства при движении шарнирным соединением штанг токоприемника назад приведены на рисунке 4.





ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

Аэродинамические характеристики до и после применения устройства при движении шарнирным соединением штанг токоприемника вперед приведены на рисунке 5.



Рисунок 5 – Аэродинамические характеристики токоприемника при движении шарнирным соединением штанг вперед: 1 – токоприемник без экрана, 2 – аэродинамический экран, 3 – токоприемник, снабженный экраном

Необходимо учитывать и рабочую высоту токоприемника, при которой осуществляется токосъем. Зависимость угла атаки крыла и компенсирующей силы при максимальной скорости в 69,4 м/с от рабочей высоты токоприемника приведена в таблице 5.

Рабочая Угол атаки высота	Угол атаки	Компенсирующая с шарнирным соедине	сила при движении ением штанг вперед	Компенсирующая сила при движении шарнирным соединением штанг назад			
	получаемая при помощи экрана	рациональная	получаемая при помощи экрана	рациональная			
400	14,4	4,5	11,0	-10,3	-12,5		
800	12,8	3,9	7,8	-8,9	-14,6		
1000	14,5	4,5	6,5	-10,4	-15,8		
1200	17,7	9,6	9,0	-15,6	-16,0		
1500	23,9	13,1	13,7	-19,9	-18,5		
1600	26,9	17,4	12,5	-22,3	-19,6		
1800	33,2	20,6	11,0	-23,7	-12,5		
1900	36,9	22,8	7,8	-25,8	-14,6		
2100	44,4	25,1	13,5	-27,5	-19,6		

Таблица 5 – Зависимость угла атаки крыла и компенсирующей силы от рабочей высоты токоприемника

Из данных таблицы 5 видно, что при рабочей высоте от 1200 до 1600 мм аэродинамическое устройство обеспечивает качественное регулирование аэродинамической подъемной силы токоприемника.

На рисунке 6 приведена зависимость угла атаки от рабочей высоты токоприемника при расстоянии от хомута до шунтовых соединений нижней штанги в 200, 210, 220 и 225 мм.



Рисунок 6 – Зависимость угла атаки от рабочей высоты токоприемника при расстоянии от хомута до шунтового соединения нижней штанги, мм: 1 – 200, 2 – 210, 3 – 220, 4 – 225

На рисунке 7 приведена зависимость необходимой компенсирующей силы экрана от рабочей высоты токоприемника (а – при движении шарнирным соединением штанг вперед, б – назад). Данные на рисунке 7 необходимо сопоставить с данными компенсирующей силы в таблицах 3, 4 и зависимостями угла от рабочей высоты в таблице 5.

На основании изложенного можно сделать выводы:

в процессе токосъема встречные потоки воздуха, воздействующие на токоприемник, изменяют контактное нажатие за счет создания аэродинамической подъемной силы;

величина аэродинамической силы должна быть такой, чтобы контактное нажатие не увеличивалось за счет аэродинамического воздействия более чем в 1,8 раза и не уменьшалось ниже величины в 40 H, что можно обеспечивать при использовании аэродинамического экрана;

заданный уровень компенсации аэродинамических сил обеспечивает плоский экран с площадью 122,5<sup>-</sup>10<sup>-3</sup> м<sup>2</sup> и изменяющимся углом атаки от 18 до 27°.



Рисунок 7 – Зависимость необходимой компенсирующей силы экрана от рабочей высоты токоприемника, мм: 1 – 400; 2 – 800; 3 – 1200; 4 – 1500; 5 – 1800; 6 – 2100

#### Список литературы

1. Маслов, Г. П. Аэродинамические показатели токоприемников скоростного электрического подвижного состава [Текст] / Г. П. Маслов, М. А. Дятлова // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2010.– № 1. – С. 20 – 25.

2. Ступаков, С. А. Исследование изнашивания контактных пар устройств токосъема электрического транспорта на основе математического моделирования [Текст] / С. А. Ступа-ков, Т. В. Охрименко // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2012. – № 1. – С. 50 – 59.

3. Михеев, В. П. Контактные сети и линии электропередачи [Текст] / В. П. Михеев. – М.: Маршрут, 2003. – 416 с.

4. Михеев, В. П. Особенности узлов и характеристик перспективных токоприемников: Конспект лекций [Текст] / В. П. Михеев / Омский ин-т инж. ж.-д. трансп. – Омск, 1991. – 67 с.

5. Беляев, И. А. Токоприемники электроподвижного состава [Текст] / И. А. Беляев. – М.: Транспорт, 1970. – 192 с.

6. Аркашев А. Е. Моделирование взаимодействия токоприемника и контактной подвески с учетом отрыва полоза от контактного провода [Текст] / А. Е. Аркашев, И. В. Ларькин // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2011.– № 3. – С. 2 – 8.

7. Алямовский, А. А. SolidWorks 2007/2008. Компьютерное моделирование в инженерной практике [Текст] / А. А. Алямовский, Е. В. Одинцов, А. И. Харитонович. – СПб: БХВ-Петербург, 2008. – 1040 с.

8. Маслов, Г. П. Рациональная аэродинамическая характеристика токоприемника по условиям токосъема [Текст] / Г. П. Маслов, А. Е. Чепурко // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2012. – № 3. – С. 34 – 40.

УДК 621.313

#### Ю. М. Бугай

### ВЛИЯНИЕ ТОЛЩИНЫ БАНДАЖА КОЛЕСНОЙ ПАРЫ НА РАСХОД ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ НАГРУЗОЧНЫХ РЕЖИМАХ РАБОТЫ ЭЛЕКТРОВОЗОВ ПОСТОЯННОГО ТОКА

Ожидаемое увеличение объемов перевозок и увеличение интенсивности движения потребуют серьезного пересмотра технологической культуры ремонта и эксплуатации тягового подвижного состава. Потери электроэнергии в пусковом реостате электровоза составляют значительный процент от общего уровня расхода электроэнергии. Общий уровень потерь зависит также от массы, объема и толщины бандажа колесной пары.

На расход электроэнергии электровозами постоянного тока влияют многие факторы: вес поезда, план и профиль пути, мастерство локомотивных бригад и т. д. Более подробно рассмотрим влияние толщины бандажа колесной пары электровоза (электровозы серии ВЛ10У) на его энергопотребление при различных режимах работы.

Скорость движения электровоза определяется по формуле:

$$V = 0,1885 \frac{D_{\rm K}}{\mu} n,\tag{1}$$

где 0,1885 – коэффициент;

 $D_{\rm K}$  – диаметр колеса, зависящий от толщины бандажа, м;

μ – передаточное число зубчатой передачи;

*n* – частота вращения вала двигателя, об/мин.



Момент на оси и касательная сила тяги колесной пары взаимосвязаны между собой соотношением:

$$M_0 = \frac{D_{\rm K}}{2} F_{\rm KJ}.$$
 (2)

Анализ выражений (1) и (2) показывает, что при уменьшении диаметра колеса колесной пары скорость электровоза уменьшается, а касательная сила тяги увеличивается при одинаковых значениях токов двигателей.

Тяговые характеристики электровоза серии ВЛ10У с диаметром колеса 1250 мм (диаметр колеса новой колесной пары) приведены на рисунке 1. По мере износа бандажа (уменьшение диаметра *колеса*) тяговые характеристики будут изменяться. Рассмотрим, какими будут тяговые характеристики электровоза с толщиной бандажа 46 мм, близкой к минимально допустимому значению (45 мм). Минимально допустимую толщину бандажа рассматривать не будем, так как при толщине 45 мм производится смена колесной пары.



Рисунок 1 – Тяговые характеристики электровоза ВЛ10У с диаметром колеса 1250 мм

Чтобы получить тяговые характеристики для электровоза с толщиной бандажа 46 мм, необходимо каждую точку характеристики пересчитать по выражениям:

скорость электровоза -

$$V_{1162} = \frac{1162}{1250} V_{1250},\tag{3}$$

касательная сила тяги электровоза -

$$F_{k1162} = \frac{1250}{1162} F_{k1250},\tag{4}$$

Nº 4(12)

2012

где  $V_{1250}$  и  $F_{k1250}$  – соответственно скорость (км/ч) и касательная сила тяги (кгс) локомотива для каждой точки тяговой характеристики электровоза с толщиной бандажа 90 мм (диаметр колеса – 1250 мм);

 $V_{1162}$  и  $F_{k1162}$  – скорость (км/ч) и касательная сила тяги (кгс) локомотива для каждой точки тяговой характеристики электровоза с толщиной бандажа 46 мм (диаметр колеса – 1162 мм), полученной из тяговой характеристики электровоза с толщиной бандажа 90 мм.

Полученные тяговые характеристики для электровоза ВЛ10У с толщиной бандажа 46 мм (диаметр колеса – 1162 мм) приведены на рисунке 2.



Рисунок 2 – Тяговые характеристики электровоза ВЛ10У с диаметром колеса 1162 мм

Токовые характеристики электровоза ВЛ10У с диаметром колеса 1250 мм приведены на рисунке 3.



Рисунок 3 - Токовые характеристики электровоза с диаметром колеса 1250 мм



Чтобы получить токовые характеристики для электровоза с диаметром колеса 1162 мм, необходимо для каждого значения тока электровоза (см. рисунок 3) пересчитать скорость по формуле (3). Полученные токовые характеристики электровоза с диаметром колеса 1162 мм приведены на рисунке 4.



Рисунок 4 – Токовые характеристики электровоза с диаметром колеса 1162 мм



Рисунок 5 – Разность электрических мощностей электровозов серии ВЛ10У с толщиной бандажа 90 и 46 мм при работе с одинаковыми скоростями движения

Работу электровозов с толщиной бандажа 90 и 46 мм можно рассматривать, принимая одинаковые скорости движения и одинаковые касательные силы тяги. Рассмотрим, как на

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

электрическую мощность локомотива будет влиять толщина бандажа при одинаковых скоростях движения электровоза. Поочередно задаемся одинаковыми скоростями движения электровоза и для каждой скорости по рисункам 3 и 4 определяем ток электровоза. При номинальном уровне напряжения определяем электрическую мощность электровозов для толщины бандажа 90 и 46 мм, вычисляем разность этих мощностей путем вычитания электрической мощности электровоза с толщиной бандажа 46 мм из электрической мощности электровоза с толщиной бандажа 90 мм (электрическая мощность электровоза с толщиной бандажа 90 мм всегда выше) и на рисунке 5 строим зависимости разности электрических мощностей электровозов от скорости движения электровоза для всех соединений ТЭД (С, СП, П) и значений ослаблений поля.

Рассмотрим влияние толщины бандажа на электрическую мощность электровоза при одинаковых касательных силах тяги локомотива. Для этого задаемся одинаковыми касательными силами тяги локомотива, по рисункам 1 и 2 определяем скорость для электровоза с толщиной бандажа 90 и 46 мм. Далее для этих значений скоростей по токовым характеристикам электровоза (см. рисунки 3, 4) определяем ток электровоза. Рассчитываем электрическую мощность электровоза для номинального уровня напряжения. Определяем разность электрических мощностей и на рисунке 6 строим зависимости разности электрических мощностей и на рисунке 6 строим зависимости разности электрических мощностей от касательной силы тяги электровоза для всех соединений ТЭД (С, СП, П). Так же, как и в первом случае, электрическая мощность электровоза с толщиной бандажа 90 мм всегда выше электрической мощности электровоза с толщиной бандажа 46 мм. Значения разности электрических мощностей для сериесного соединения тяговых двигателей и всех величин ослабления поля расположены в области между прямыми 1 и 2, для сериеспараллельного соединения – между прямыми 3 и 4, для параллельного соединения – между прямыми 5 и 6.



Рисунок 6 – Разность электрических мощностей электровозов серии ВЛ10У с толщиной бандажа 90 и 46 мм при работе с одинаковыми касательными силами тяги

Практически электровозы с различной толщиной бандажа могут работать как с одинаковыми скоростями движения, так и с одинаковыми силами тяги. Все зависит от плана и профиля пути, веса поезда, погодных условий и т. д. При следовании резервом, а также с поездами малой массы преобладает режим работы электровозов с одинаковыми скоростями дви-



жения, когда поезд интенсивно разгоняется, выходит на максимально допустимый уровень скорости, а затем поддерживает скорость движения поезда в допустимых пределах для данного участка. При вождении поездов большой массы определяющим фактором является сила тяги локомотива, поэтому здесь будет преобладать режим вождения поездов с одинаковыми касательными силами тяги.

Разность электрических мощностей при реализации одинаковых скоростей или сил тяги локомотива не означает, что будет получена экономия электроэнергии в том или другом случае. Расчеты показывают, что при различной толщине бандажа и прочих равных условиях суммарный расход электроэнергии за одну поездку получается одинаковым (без учета потерь в пусковом реостате при разгоне поезда). Расчет проведен для прямого горизонтального участка пути достаточно большой длины с одинаковыми массами и средними скоростями движения путем чередования режима тяги на ходовых позициях и выбега (в большинстве случаев характерен такой режим работы электровозов). Отличие заключается в том, что при разгоне поезда на безреостатных позициях с одинаковыми скоростями при начале и окончании движения (скорость включения и выключения режима тяги) у электровозов с более тонкими бандажами интервал режима тяги по продолжительности больше, но с меньшим током электровоза, интервал выбега по продолжительности и пройденному пути одинаковый.

Пуск, как один из элементов режима ведения поезда, характеризуется значительными потерями электроэнергии в пусковом реостате, поэтому потери энергии, возникающие при пуске, принято рассматривать и учитывать как отдельную составляющую расхода электроэнергии.

Потери в пусковом реостате определяются по формуле, кВт·ч:

$$E_R = \frac{RI^2 t}{1000},\tag{5}$$

где R – сопротивление пускового реостата, Ом;

*I* – ток пускового реостата, А;

*t* – продолжительность работы электровоза на реостатной позиции, ч.

На величину этих параметров в свое время оказывают влияние масса поезда, план и профиль пути, количество остановок в пути, скорость выхода на безреостатную позицию, погодные условия, мастерство локомотивных бригад и др.

В каждом отдельном случае при разгоне одного и того же поезда при всех прочих одинаковых условиях (план и профиль пути, время года и т. д.) потери в пусковом реостате будут разными. Связано это в основном с интенсивностью набора реостатных позиций. Для рассмотрения в качестве базового примем график зависимости потерь энергии  $E_R$  в пусковом реостате электровоза ВЛ10 с составом массой 4000 т на прямом горизонтальном участке пути от среднего значения пускового тока (рисунок 7). Окончанием пуска здесь считается выход на безреостатную характеристику, соответствующую полному возбуждению тяговых двигателей при параллельном соединении.

Рассмотрим, как на потери в пусковом реостате влияет толщина бандажа электровоза при различных значениях массы состава, величины подъема и среднего пускового тока электровоза.



Рисунок 7 – График зависимости потерь энергии в пусковом реостате электровоза ВЛ10 с составом массой 4000 т на прямом горизонтальном участке пути от среднего значения пускового тока

При уменьшении толщины бандажа колесной пары при одинаковых токах касательная сила тяги колесной пары с тонким бандажом будет выше, определяется она по формуле:



$$F_{kx} = \frac{1250}{D_x} F_{k1250},\tag{6}$$

где  $F_{k1250}$  – касательная сила тяги колесной пары с толщиной бандажа 90 мм (диаметр колеса – 1250 мм), кH;

 $D_x$  – диаметр колеса колесной пары, касательную силу тяги которой требуется определить, мм.

Для определения потерь в пусковом реостате кроме среднего значения пускового тока необходимо знать еще время. Для этого потребуется провести ряд дополнительных расчетов.

По пусковым характеристикам электровоза для различных значений тока определяем касательную силу тяги одной колесной пары при полном возбуждении тяговых двигателей и скорость выхода на безреостатную характеристику, соответствующую полному возбуждению тяговых двигателей при параллельном соединении (например, для тока 300 A касательная сила тяги  $F_{\kappa q}$  = 2618 кгс, скорость V = 58,3 км/ч).

Основное сопротивление движению поезда определяем по формуле:

$$W = \frac{9.81\omega_0(m_{\rm p} + m_{\rm c})}{1000}.$$
(7)

Основное удельное сопротивление движению электровоза в режиме тяги определяем по формуле:

$$\omega_0' = 1,9 + 0,01V + 0,0003V^2.$$
(8)

Основное удельное сопротивление движению вагонов определяем по уравнению:

$$\omega_0 " = 0,7 + \frac{3 + 0,1V + 0,0025V^2}{q_0}.$$
(9)

Основное удельное сопротивление движению поезда вычисляем по выражению:

$$\omega_0 = \omega_0 \,' \frac{m_{\pi}}{m_{\pi} + m_c} + \omega_0 \,'' \frac{m_c}{m_{\pi} + m_c} + i. \tag{10}$$

По второму закону Ньютона определяем ускорение поезда:

№ 4(12)

2012

$$a = \frac{F_k - W}{m_{\pi} + m_c}.\tag{11}$$

Время разгона поезда до выхода на безреостатную характеристику определяем по формуле:

$$t = \frac{V_2 - V_1}{a}.$$
 (12)

Потери в пусковом реостате будем определять по рисунку 7 пропорционально длительности разгона до выхода на безреостатную характеристику для каждого значения толщины бандажа. Изменение массы поезда и величины подъема вызовет изменение основного сопротивления движению поезда, а следовательно, и продолжительности разгона и величины потерь энергии в пусковом реостате. Расчеты потерь энергии проведены для максимальной толщины бандажа электровоза 90 мм, для бандажа 46 мм и для среднего значения толщины бандажа 68 мм. Расчеты проведены для различных значений массы поезда на прямом горизонтальном участке пути и для прямых горизонтальных участков пути с различной величиной подъема. Результаты расчетов сведены в таблице.

Результаты расчета потерь энергии в пусковом реостате при различной толщине бандажа с составами различной массы на прямых участках пути с различной величиной подъема

Среднее знач	ение пусково- ка А	300	350	400	450	500	550	600	650
Скорость выхо	ода на безреос-	58,3	54,1	50,9	48,3	46,3	44,7	43,4	42,5
татную хара	ктеристику,	,	,	,	,	,	,	,	,
KM	1/ч								
Касательная	сила тяги од-	2618	3295	4013	4694	5381	6066	6743	7399
ного К	МБ, кгс								
Macca co-	Полтем %			Потері	I D TWOKODO	M neocrate	кВт·и		
става, т	подвем, 700			norepr	і в пусково		, KD1 4		
			Толщин	на бандажа	u – 90 мм				
1000	0	26,6	20,1	17,1	14,9	13,4	12,4	11,9	11,8
3000	0	80,7	59	49,1	42,2	37,5	34,5	33	32,5
5000	0	152	106,6	86,4	73,3	64,4	58,8	56	54,9
1000	1	28,4	21,2	17,8	15,4	13,7	12,7	12,2	12
3000	1	99,4	68,8	55,3	46,6	40,8	37,1	35,3	34,5
5000	1	237	143,6	108	87,7	74,9	67	62,7	60,9
1000	2	30,4	22,3	18,5	16	14,2	13	12,5	12,3
3000	2	129,7	82,5	63,4	52,1	44,8	40,2	37,8	36,8
5000	2	22.9	220,4	143,8	109,1	89,4	//,/	/1,3	68,2
2000	3	32,8	23,0	19,4	10,0	14,6	13,4	12,8	12,6
5000	3	180,7	105,1	74,2	39	49,0	43,9	40,8	39,3 77.6
5000	5		404,9 Толици	213,3 13 баннажа	144,5 - 68 MM	110,9	92,0	02,7	77,0
1000	0	25.6	10лщи	16 5	14.3	12.9	11.9	11.5	11.3
3000	0	77.2	56.6	47.1	40.6	36.1	33.2	31.8	31.3
5000	0	144.4	101.8	82.7	70.2	61.8	56.5	53.8	52.8
1000	1	27.3	20.3	17.1	14.8	13.2	12.2	11 7	11.6
3000	1	94.2	65.6	52.9	44.6	39.1	35.6	33.8	33.2
5000	1	219.2	135	102.2	83.4	71.4	63.9	60	58.3
1000	2	29,1	21,4	17,8	15,3	13.6	12,5	12	11,8
3000	2	120,9	77,9	60,2	49,6	42,8	38,5	36,2	35,2
5000	2	470	200,7	133,8	102,5	84,5	73,7	67,8	65
1000	3	31,2	22,5	18,6	15,9	14	12,9	12,3	12,1
3000	3	169,1	95,9	69,9	55,8	47,1	41,8	38,9	37,6
5000	3		398,8	193,9	133,2	103,4	86,9	78	73,4
			Толщи	на бандажа	и – 46 мм				
1000	0	24,6	18,6	15,8	13,8	12,4	11,5	11	10,9
3000	0	73,8	54,2	45,2	39	34,6	31,9	30,5	30,1
5000	0	137,1	97	79,1	67,2	59,3	54,2	51,6	50,7
1000	1	26,1	19,5	16,4	14,2	12,7	11,7	11,3	11,1
3000	1	89,2	62,4	50,4	42,7	37,5	34,1	32,4	31,8
5000	1	202,8	126,8	96,7	79,2	68	61	57,3	55,7
1000	2	27,8	20,5	17,1	14,7	13,1	12	11,5	11,4
3000	2	112,8	73,4	57,1	47,2	40,8	36,7	34,6	33,7
5000	2	400,6	183,1	124,5	96,3	79,7	69,8	64,4	61,8
1000	3	29,8	21,5	17,8	15,2	13,5	12,3	11,8	11,6
3000	3	153,5	89,3	65,7	52,8	44,7	39,7	37,1	35,9
5000	3		334,9	175	122,8	96,4	81,6	73,5	69,4

По данным таблицы на рисунках 8 – 10 строим графики зависимости потерь энергии в пусковом реостате от среднего значения пускового тока электровоза при различных значения ях толщины бандажа, массы состава и подъема прямолинейного участка пути. Кривые 1 и 2 построены для участка пути с подъемом 3  $^{0}/_{00}$  и электровозов с толщиной бандажа 90 и 46 мм соответственно, 3 и 4 – для горизонтального участка пути и толщины бандажа 90 и 46 мм.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)



Рисунок 8 – Зависимость потерь энергии в пусковом реостате от среднего значения пускового тока с массой состава 1000 т



Рисунок 9 – Зависимость потерь энергии в пусковом реостате от среднего значения пускового тока с массой состава 3000 т

Анализ потерь в пусковом реостате электровоза показывает, что при любых одинаковых массах и подъемах потери всегда меньше на электровозах с более тонкими бандажами. Причем с уменьшением среднего пускового тока разность потерь возрастает. Также значительно возрастает и общий уровень потерь при любых массе, подъеме и толщине бандажа, связано это с уменьшением силы тяги электровоза, ускорения, а следовательно, с увеличением времени движения до выхода на безреостатную характеристику.



Как показывают расчеты, потери электроэнергии в пусковом реостате электровоза составляют значительный процент от общего уровня расхода электроэнергии, поэтому в пути следования нежелательно допускать большое количество остановок, особенно с большой массой состава или на подъемах, а также значительное снижение скорости с выходом на реостатные позиции.



Рисунок 10 – Зависимость потерь энергии в пусковом реостате от среднего значения пускового тока с массой состава 5000 т

Приведенные результаты анализа работы электровозов постоянного тока с различной толщиной бандажа позволяют сделать следующее заключение:

изменение толщины бандажа не влияет на расход электроэнергии электровозом при работе на безреостатных позициях;

при разгоне на реостатных позициях уменьшение толщины бандажа вызывает снижение потерь энергии в пусковых реостатах электровоза при условии, что разгон осуществляется с одинаковыми пусковыми токами и скорость выхода на безреостатную характеристику одинакова;

увеличение среднего пускового тока электровоза вызывает снижение потерь энергии в пусковом реостате при любой толщине бандажа.

УДК 621.331

102

Ю. Н. Король, Ю. А. Чернов

### ВНЕДРЕНИЕ ЕДИНОЙ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ МОНИТОРИНГА И УЧЕТА ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ НА ФИДЕРАХ КОНТАКТНОЙ СЕТИ И ЭПС – ПЕРВЫЙ ШАГ К СОЗДАНИЮ «ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ» СЕТИ ТЯГОВОГО ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ

В статье изложено видение авторов на развитие автоматизированных систем учета электрической энергии ОАО «РЖД» с целью энергосбережения и повышения энергетической эффективности использования

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

<u>№ 4(12)</u>

электроэнергии на тягу поездов, использование существующего функционала системы. Приведены основные тренды развития автоматизированных систем учета электроэнергии.

ОАО «РЖД» является одним из крупнейших потребителей электроэнергии в России. 6% всей вырабатываемой электроэнергии в стране приходится на долю ОАО «РЖД». Потребление ОАО «РЖД» составляет более 46 млрд кВт·ч в год, из них на тягу поездов расходуется более 39 кВт·ч млрд в год, что составляет более 80 % от общего объема потребления электроэнергии компанией. 77 % объемов перевозок осуществляется с использованием электрической тяги. Компания имеет более 40000 км железнодорожных линий, электрифицированных на постоянном и переменном токе, 1410 тяговых подстанций, расположенных по всей территории Российской Федерации. Передача электроэнергии от тяговых подстанций к электроподвижному составу (ЭПС) ведется посредством тяговой сети, включающей в себя контактную сеть и рельсы.

Токораспределение в контактной сети зависит от множества факторов, таких как схема питания участка, секционирование контактной сети, межпоездной интервал, профиль пути, уровень питающего напряжения на первичных шинах тяговых подстанций и т. д.

Для учета объемов электрической энергии, используемой для питания ЭПС и нетяговых потребителей, в ОАО «РЖД» функционирует автоматизированная система коммерческого учета электроэнергии ОАО «РЖД» (далее – АСКУЭ ОАО «РЖД»), которая представляет собой многоуровневую систему сбора, передачи, обработки, хранения и обмена данными об электропотреблении и включает в себя ряд подсистем:

АСКУЭ оптового рынка электроэнергии, обеспечивающая коммерческий учет электроэнергии на более чем 1400 тяговых и районных подстанциях ОАО «РЖД». Подсистема включает в себя более 24 тыс. точек учета;

АСКУЭ железнодорожных узлов, обеспечивающая учет электроэнергии на 168 узлах – предприятиях и структурах хозяйств железных дорог, объединенных электрическими сетями 6-10 и 0,4 кВ. Подсистема включает в себя более 29 тыс. точек учета;

АСКУЭ розничных рынков электроэнергии, обеспечивающая коммерческий учет электроэнергии на границах балансовой принадлежности электрических сетей ОАО «РЖД» 0,4 кВ. Подсистема является крупнейшей по количеству охваченных точек учета электроэнергии и включает в себя более 238 тыс. информационно-измерительных комплексов;

центры планирования и контроля электропотребления, организованные на 15 железных дорогах и на уровне ОАО «РЖД», представляющие собой комплекс программно-аппаратных средств, выполняющих следующие функции: мониторинг работоспособности АСКУЭ ОАО «РЖД», контроль небалансов электроэнергии на тяговых подстанциях, прогнозирование потребления и передачи электроэнергии, формирование различных управленческих форм отчетности, передаваемых смежным организациям.

Огромная протяженность и территориальная распределенность сетей ОАО «РЖД», значительное различие в географической концентрации точек учета электроэнергии (от крупных поселений до отдельно стоящих объектов) послужили поводом для проработки особых программно-технических решений для учета электроэнергии, накопления массива данных об энергопотреблении, консолидированной обработки и анализа полученной информации.

На информационно-вычислительных уровнях подсистем АСКУЭ ОАО «РЖД» развернуты программные комплексы (ПК) с большими функциональностью, адаптивностью, гибкостью.

Интерфейс программного комплекса (далее – ПК) АСКУЭ может быть настроен в соответствии с индивидуальными потребностями пользователя.

В ПК предусмотрена возможность гибкого расширения набора выполняемых функциональных задач.

Однако АСКУЭ ОАО «РЖД» не решает вопрос оперативного мониторинга распределения электроэнергии в контактной сети, от которой потребляется более 80 % электроэнергии, что в свою очередь не позволяет корректировать уровень небаланса электроэнергии в контактной сети.



Снижение небаланса электроэнергии в контактной сети – одна из серьезных текущих задач ОАО «РЖД» (рисунок 1), небаланс обусловлен разницей между данными, полученными со счетчиков электроэнергии, установленных на ЭПС, и данными, полученными со счетчиков электроэнергии тяговых подстанций.



Рисунок 1 – Схема небаланса электроэнергии в контактной сети

Другим инструментом, на основе которого возможно было бы осуществлять мониторинг распределения электроэнергии в контактной сети, является система учета электроэнергии на ЭПС с привязкой к шкале времени и координат, обладающая высокой дискретизацией измерений. Однако на сегодняшний день учет электроэнергии на ЭПС несовершенен и не позволяет использовать его для решения указанной задачи.

На учет объемов потребленной ЭПС электроэнергии влияет человеческий фактор, отсутствует автоматизация методологии расчета расхода электроэнергии на тягу на основе фактических данных, небаланс электроэнергии определяется расчетным методом.

Такой мощный и динамичный приемник электроэнергии, как современный электровоз, должен быть оборудован средством учета электроэнергии, комплексно решающим следующие задачи:

учет электроэнергии с заданным классом точности по всем элементам измерительного канала на тягу, собственные нужды, отопление/кондиционирование и рекуперацию с персональной ответственностью машинистов за каждую поездку, с поощрением их за экономию электроэнергии;

учет электроэнергии на ЭПС с привязкой к географическим координатам и времени с использованием технологий GLONASS, GPS и отображением ситуации на интерактивных картах с целью контроля ситуации в режиме реального времени по принципу SCADA-систем;

регистрацию расхода электроэнергии по маршруту следования ЭПС (включая остановки, ограничения по движению) для возможности анализа каждой поездки и причин отклонения режима ведения поезда по расходу электроэнергии от оптимального;

автоматизированный учет электроэнергии раздельно по границам субъектов РФ, железных дорог, а также в прочих тарифных зонах.

При отсутствии контроля невозможно повышение эффективности распределения и потребления любых ресурсов, в том числе и электроэнергии, поэтому при решении вопросов определения фактической природы возникновения небаланса, повышения энергоэффективности тягового электроснабжения в целом необходимо создание единого инструмента для

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

анализа энерговзаимодействия тяговой сети и ЭПС с возможностью диагностики работы основных устройств тягового электроснабжения.

Подобная система должна быть адаптивной к реализации новых функций. Для этого она должна отвечать современным требованиям, предъявляемым к автоматизированным системам: открытость, модульность, соответствие стандартам, масштабируемость, платформенная независимость, взаимозаменяемость, интероперабельность (аппаратно-программная совместимость). Система должна выполнять функции измерения в соответствии с требованиями предъявляемыми к коммерческому учету, контроля параметров качества электроэнергии, выявления потерь электрической энергии в контактной сети, оценки энергоэффективности системы тягового электроснабжения и потенциала ее повышения.

Функции регистрации аварийных режимов в системе тягового электроснабжения уже сейчас можно реализовать на базе многофункциональных микропроцессорных терминалов, установив их на силовом оборудовании и фидерах контактной сети.

В качестве решения, удовлетворяющего указанные выше требования предлагается рассмотреть создание автоматизированной системы мониторинга и учета электроэнергии системы тягового электроснабжения (АСМУЭ ТЭ), которая состоит из двух подсистем (рисунок 2):

автоматизированной системы мониторинга и учета электроэнергии на фидерах контактной сети (АСМУЭ ФКС);

автоматизированной системы учета электроэнергии на электроподвижном составе (АСУЭ ЭПС).



Рисунок 2 – Автоматизированная система мониторинга и учета электроэнергии системы тягового электроснабжения (АСМУЭ ТЭ)

Реализация АСМУЭ ТЭ позволит с высокой точностью определить уровень фактических потерь электроэнергии в тяговой сети и удельного расхода электроэнергии на тягу поездов в границах межподстанционных и тарифных зон, плеч обслуживания локомотивных бригад.



Наличие данных АСМУЭ ТЭ позволит оперативно принимать решения о необходимости обследования участков тяговой сети, усиления элементов контактной сети, послужит основой для разработки инструкций машинистам локомотивов, направленных на повышение эффективности использования электроэнергии на тягу поездов, позволит исключить из структуры небаланса электроэнергии на тягу поездов долю потерь электроэнергии, обусловленных погрешностью учета электроэнергии, и определить средние значения уравнительных токов в контактной сети межподстанционных зон.

Обеспечение мониторинга местоположения электроподвижного состава с помощью технологии ГЛОНАСС и GPS в режиме реального времени позволит довести уровень небаланса электроэнергии на тягу поездов до величины технологических потерь. Таким образом, ожидаемое снижение уровня небаланса электроэнергии на тягу поездов при внедрении современных систем учета электроэнергии на ЭПС с учетом снижения небаланса за счет внедрения АСМУЭ ФКС может составить в среднем до 3,8 %.

Важным моментом в повышении энергоэффективности является проведение мероприятий, предусматривающих управляющие воздействия на режимы работы системы тягового электроснабжения.

Прототипом предлагаемой ACMУЭ ТЭ за рубежом являются передовые технологии Smart Grid.

Технология Smart Grid («интеллектуальные» сети) представляет собой систему, оптимизирующую энергозатраты, позволяющую перераспределять электроэнергию. «Интеллектуальные» сети состоят из комплексов технических средств, позволяющих оперативно менять характеристики электрической сети. На технологическом уровне происходит объединение электрических сетей, потребителей и производителей электричества в единую автоматизированную систему, которая в реальном времени позволяет отслеживать и контролировать режимы работы всех участников процесса.

Ежегодно при передаче теряется огромное количество электроэнергии: в Японии – 5 % от общего объема, в Западной Европе – 4 – 9, в США – 7 – 9, в Российской Федерации объем потерь составляет более 14 %.

Использование «интеллектуальных» сетей позволяет не только значительно сократить потери, но более эффективно использовать имеющуюся энергию, интегрировать и распределять энергию от альтернативных источников, в автоматическом режиме диагностировать возникающие проблемы, сократить затраты энергоресурсов, сократить выбросы в атмосферу углекислого газа.

Главным преимуществом технологии является двусторонняя связь с потребителем электроэнергии. Технология Smart Grid действует через систему «интеллектуальных» счетчиков, установленных на предприятиях, в квартирах и т. д., которые передают информацию о потреблении энергии, что позволяет распределить электричество в зависимости от потребности. В свою очередь все это позволит потребителю значительно снизить расходы на электроэнергию.

В некоторых штатах США проводились работы по созданию «интеллектуальных» сетей. В результате снизились пиковые нагрузки на электросеть, в среднем на 10 % уменьшились счета за электричество (при этом его стоимость увеличилась на 15 %). С 2007 г. создание системы Smart Grid – один из национальных приоритетов Соединенных Штатов. По экспертным оценкам использование системы Smart Grid к 2020 г. позволит США сэкономить около 1,8 трлн долларов за счет снижения потребления энергии и повышения надежности элетросетей.

На сегодняшний день наиболее активно и полномасштабно технология Smart Grid развивается и распространяется в Дании. В большей степени это связано с тем, что именно в этой стране значительное количество энергии поступает из альтернативных источников (20% от общего объема выработанной энергии вырабатывается с помощью ветра).

На территории Российской Федерации начинают появляться предпосылки к созданию Smart Grid. Так, на встрече Председателя Правительства Российской Федерации В. В. Путина

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

и председателя правления ОАО «Федеральная сетевая компания Единой энергетической системы» («ФСК ЕЭС») О. Бударгиным 17 февраля 2010 г. активно обсуждалась перспектива внедрения «интеллектуальных» сетей на объектах ФСК ЕЭС.

В качестве предшественников реализации концепции Smart Grid в энергетике транспортной отрасли можно выделить исследования, выполненные специалистами Трансэнерго – филиала ОАО «РЖД» – и учеными МИИТа в границах Западно-Сибирской железной дороги – филиала ОАО «РЖД», а также учеными МИИТа и ВНИИЖТа в Московском метрополитене.

В частности, на Филевской линии Московского метрополитена с целью исследования возможности применения рекуперативного торможения специалистами МИИТа, ВНИИЖТа с привлечением специалистов служб электроподвижного состава, электроснабжения, сигнализации и связи была разработана специальная методика, включающая в себя выполнение ряда работ по проверке влияния токов рекуперации вагонов ЭПС на функционирование устройств систем обеспечения безопасности движения поездов и маршрутно-релейной централизации; исследованы показатели работы тяговых подстанций и функционирования ЭПС в режимах реостатного и рекуперативного торможения, последовательное включение в режим рекуперативного торможения как во времени, так и по количеству ЭПС, проводился постоянный мониторинг состояния СТЭ, ЭПС, систем обеспечения безопасности движения поездов и расхода энергопотребления. Путем осциллографирования производились замеры токов, напряжений ЭПС и тяговых подстанций и их детальный анализ с последующим моделированием различных поездных ситуаций. Исследования показали, что внедрение рекуперативного торможения ЭПС в настоящих условиях Московского метрополитена является безопасным и эффективным средством энергосбережения, в результате которого уже сейчас на Филевской линии экономится порядка 15 – 20 % от электроэнергии, идущей на тягу поездов.

Анализ показателей работы системы тягового электроснабжения железнодорожного транспорта основывается на сборе и обработке данных работы силового оборудования тяговых подстанций (ТП). В частности, речь идет о мониторинге напряжений и потребляемых токов тяговых агрегатов в режиме реального времени. Такую возможность в настоящее время может предоставить автоматизированная система коммерческого учета электроэнергии ОАО «РЖД» (АСКУЭ).

АСКУЭ представляет собой многоуровневую систему, представленную в виде

уровня информационно-измерительного комплекса (ИИКа), состоящего из счетчиков электроэнергии, измерительных трансформаторов тока и напряжения, вторичных коммутационных цепей;

информационно-вычислительного комплекса электроустановки (ИВКЭ) подстанций;

информационно-вычислительных комплексов уровня железных дорог и уровня ОАО «РЖД».

ИИКа АСКУЭ ОАО «РЖД» устанавливаются на вводах тяговых подстанций, вводах распределительных устройств тяговых подстанций, отходящих фидерах распределительных устройств.

Следует отметить, что существующая в настоящее время АСКУЭ используется по ее прямому назначению – это учет расхода электроэнергии. Однако при некоторой модернизации программного обеспечения возможности АСКУЭ значительно расширяются посредством изменения функциональных задач на программном уровне АСКУЭ в составе счетчиков электрической энергии с цифровыми интерфейсами, а также коммуникационного сервера опроса УСПД регионального центра энергоучета на диспетчерском круге, в результате чего в режиме реального времени появляется возможность получения данных по фазным напряжениям, частоте и токам тяговых агрегатов на первичной стороне 10 кВ, которые впоследствии позволят получить данные по полной и активной мощности агрегатов, а также данные по расходу активной и реактивной энергии.

Специалистами Трансэнерго – филиала ОАО «РЖД» – и МИИТа был произведен анализ показателей работы системы тягового электроснабжения участка Тайга – Мариинск Западно-


Сибирской железной дороги, в частности, речь идет о мониторинге напряжений и потребляемых токов тяговых агрегатов в режиме реального времени. На девяти тяговых подстанциях был задействован имеющийся резерв вычислительных ресурсов АСКУЭ ОАО «РЖД».

Посредством изменения функциональных задач на программном уровне АСКУЭ ОАО «РЖД» были получены данные по полной и активной мощности агрегатов, а также данные по расходу активной и реактивной энергии. Опрос по показателям электропотребления на девяти тяговых подстанциях производился раз в минуту (в промышленной эксплуатации опрос производится один раз в 30 мин). В результате данной работы была накоплена информационная база, позволяющая проводить анализ распределения токов по присоединениям тяговых подстанций при наличии рекуперирующих ЭПС на фидерной зоне и при их отсутствии, характера изменения распределения мощностей по данным подстанциям и характера их загрузки и др.

Проведенная работа позволяет, в том числе, анализировать данные о токораспределении в системе тягового электроснабжения, оценивать уровень загрузки оборудования и тем самым приближенно оценивать сроки службы электрооборудования, благоприятные и неблагоприятные факторы рекуперативного торможения. Проведенная работа позволила сделать следующие выводы.

1) Анализ распределения токов и напряжений позволяет говорить о том, что на всех тяговых подстанциях частота меньших значений токов в период интенсивной рекуперации больше, чем в период без рекуперации. С другой стороны, частота больших напряжений в период интенсивной рекуперации больше, чем в период без рекуперации. Это говорит о том, что все подстанции «разгрузились», так как больше находились без нагрузки или нагрузка была снижена, что привело к уменьшению падения напряжения на внутреннем сопротивлении тяговой подстанции и повышению напряжения на шинах, а значит, и в тяговой сети (установление напряжения в тяговой сети на уровне номинальных значений повышает КПД ЭПС). Так как работа, выполненная на рассматриваемом участке, практически не изменилась, а характер потребления изменился в сторону большей загрузки, можно говорить о том, что с участка исчез дополнительный источник энергии, каковым являлись все рекуперирующие поезда.

2) Характер изменения распределения мощности позволяет утверждать, что на ТП «Яя», «Ижморская», «3704» основное потребление происходит в области малых значений мощности, что может говорить о том, что основное потребление в области холостого хода тяговой подстанции, а при дальнейшем росте тока большую нагрузку начинают брать на себя соседние подстанции. В отсутствие рекуперации вследствие подгрузки соседних подстанций и уменьшения напряжения на их шинах ТП «Яя», «Ижморская», «3704» начинают отдавать больше энергии. С другой стороны, ТП «Антибесская», «Берикульская», «Судженка», «Пихтач», «Тайга» выполняют более интенсивное электроснабжение. Графики распределения их мощностей более близки к нормальному закону с математическим ожиданием в средней области оси абсцисс. Стоит отметить, что на ТП «Судженка» наблюдаются более частые пики фиолетового цвета правее условного центра графика по оси абсцисс, т. е. в период интенсивной рекуперации, что может говорить об отдаче тех же значений тока при большем напряжении, что подтверждает предположение о взятии на себя части нагрузки подстанции «Яя».

3) Анализ графиков температуры говорит о незначительном увеличении температуры, что подтверждает небольшой рост загрузки подстанций, но этот рост не оказывает существенного влияния на срок службы трансформаторов и выпрямительных агрегатов.

4) Неблагоприятным фактором рекуперации без применения дополнительных мер можно считать ухудшение коэффициента формы кривой тока тяговой подстанции из-за увеличения числа импульсов. Вероятностный характер графика движения поездов и различия в режимах ведения ЭПС в силу «человеческого фактора» делают кривую тока тяговой подстанции несколько более равномерной из-за наложения пусковых и тяговых режимов ЭПС по всем фидерам. При рекуперации потребление тока от подстанции уменьшается в момент торможения

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

ЭПС в «зоне действия» ТП, что и приводит к дополнительному провалу тока подстанции. Ухудшение коэффициента формы приводит к росту эффективного значения тока и увеличению потерь электрической энергии.

На основе приведенной информации можно с уверенностью сказать, что АСКУЭ ОАО «РЖД» является незаменимым инструментом, позволяющим успешно осуществлять деятельность как по покупке электроэнергии для собственных нужд, так и по передаче электроэнергии сторонним потребителям по своим сетям с учетом правил и норм функционирования оптового и розничных рынков электроэнергии.

Эта система с заложенным в нее резервом развития функционала является прообразом автоматизированных систем обратной связи для «интеллектуальных» систем тягового электроснабжения.

Однако для решения задач ОАО «РЖД» по снижению небаланса электроэнергии в контактной сети, повышению энергоэффективности тягового электроснабжения как области с наибольшими потенциалом энергосбережения, получению новых возможностей для корректировки режимов автоведения с учетом режимов работы тяговой сети в режиме реального времени, расположения ЭПС на фидерной зоне, дистанционной диагностике остаточного ресурса высоковольтного оборудования тягового электроснабжения необходим принципиально новый инструмент учета и мониторинга электроэнергии, установленный на фидерах контактной сети и подвижном составе и работающий в единой системе обеспечения времени и координат.

#### Список литературы

1. Непомнящий, В. А. Надежность в задачах развития, управления и эксплуатации электроэнергетических систем и электрических сетей в условиях рыночных отношений и управление качеством электроэнергии в электрических сетях ОАО «РЖД» (методы, модели и практика расчетов) [Текст] / В. А. Непомнящий, В. А. Овсейчук, С. Н. Епифанцев. – М.: Эко-Пресс, 2010. – 208 с.

2. Король, Ю. Н. Автоматизация оценки величины уравнительного тока в тяговой сети системы 25 кВ [Текст] / Ю. Н. Король, Ю. А. Чернов // Неделя науки-2007. Наука МИИТа – транспорту / Московский гос. ун-т путей сообщения. – М., 2007.

3. Чернов, Ю. А. Метод оценки величины уравнительного тока в тяговой сети системы 25 кВ по замерам величины и фазы токов плеч питания [Текст] // Ю. А.Чернов, А. Н. Шешин, 3. Ю. Помельникова // Железнодорожный транспорт. Электроснабжение железных дорог / ЭИ/ЦНИИТЭИ МПС. – 2001. – Вып. 2 – С. 1 – 13.

4. Экспериментальная оценка эффективности рекуперации энергии торможения в СТЭ Московского метрополитена [Текст] / Л. А. Баранов, В. А. Гречишников и др.// Безопасность движения поездов: Труды науч.-практ. конф. / Московский гос. ун-т путей сообщения. – М., 2009. – С. VI-14 – VI-15.

5. Черемисин, В. Т. Основные направления реализации Федерального Закона «Об энергосбережении…» № 261-ФЗ от 23.11.09 в холдинге «Российские железные дороги» [Текст] / В. Т. Черемисин, М. М. Никифоров // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2010. – № 2 (2). – С. 119 – 123.

6. Никифоров, М. М. Целевые показатели энергосбережения и повышения энергетической эффективности системы тягового электроснабжения и электропотребления на нетяговые нужды [Текст] / М. М. Никифоров // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2010. – № 3 (3). – С. 110 – 116.

7. Хряков, А. А. Снижение коммерческой составляющей потерь электрической энергии на тягу поездов на полигоне постоянного тока [Текст] / А. А. Хряков, М. М. Никифоров // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2011. – № 1 (5). – С. 42 – 45.

№ 4(12)

8. Чижма, С. Н. Пути повышения пропускной способности каналов передачи данных АСКУЭ [Текст] / С. Н. Чижма, А. Г. Малютин, Д. А. Серов // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2011. – № 2 (6). – С. 79 – 84.

УДК 621.311.4: 621.331

#### А. А. Кузнецов, А. Ю. Кузьменко, Е. А. Кротенко

#### РАЗРАБОТКА ТЕХНИЧЕСКИХ СРЕДСТВ И МЕТОДИКИ КОНТРОЛЯ СОСТОЯНИЯ ИЗОЛЯТОРОВ КОНТАКТНОЙ СЕТИ ПОСТОЯННОГО ТОКА

В статье рассмотрены основные виды повреждения изоляторов контактной сети. Представлена математическая модель контактной сети с изолирующими элементам, в виде выражений, описывающих длинную линию с распределенными параметрами. Предложены пути реализации методики и технических средств диагностирования изоляторов контактной сети постоянного тока.

В настоящее время срок эксплуатации большей части силового электрического оборудования тяговых подстанций России составляет не менее 25 лет, т. е. больше нормативного срока службы. Замена оборудования связана со значительными финансовыми затратами и происходит крайне медленно. Длительная эксплуатация электрооборудования приводит к ухудшению диэлектрических свойств высоковольтной изоляции и отказам.

Значительные динамические удары и вибрации в момент прохода электроподвижного состава способствуют быстрому старению изоляторов контактной сети по сравнению с изоляторами линий электропередач. При наличии запаса по электрической прочности полное повреждение одного из изоляторов в гирлянде может не вызывать сразу нарушения нормальной работы контактной сети. Однако постепенное накопление дефектных изоляторов ведет к перекрытиям, особенно в грозовой период, и нарушению графика движения поездов.

Основными видами повреждений изоляции контактной сети являются перекрытия изоляторов из-за их загрязнения, пробои изоляторов из-за нарушения изоляционной части, перекрытия изоляторов птицами, механические изломы стержневых изоляторов. Этим повреждениям способствуют скрытые дефекты изоляторов, наличие влаги в атмосфере и попадание ее в армировку изолятора, нагрев изоляторов солнечными лучами, загрязнение атмосферы различными химическими веществами, по которым происходит поверхностное перекрытие. Анализ распределения отказов в узлах изоляции по времени суток показывает, что практически большинство их (84 – 86 %) происходит в светлое (солнечное) время, т. е. когда осуществляется сначала нагрев (с 6 до 15 часов), а затем охлаждение (с 16 до 22 часов) материалов изолятора, имеющих различные коэффициенты линейного расширения (11·10<sup>-6</sup> – для серого чугуна, 3·10<sup>-6</sup> – для фарфора) [10]. Опыт эксплуатации показал, что срок надежной работы стержневого фарфорового изолятора не превышает 15 – 20 лет, после чего его необходимо заменить, иначе снижение механической прочности фарфора приводит к изломам изолятора.

Контактную сеть постоянного тока с изолирующими элементами принято рассматривать в виде линии с распределенными параметрами. Для решения задачи контроля изолирующих элементов и оперативного определения места их повреждения необходимо использовать современный математический аппарат, элементы моделирования с целью постановки и реализации измерительного эксперимента.

Поскольку каждый элемент гирлянды изоляторов обладает емкостью и проводимостью, напряжение вдоль линии распространяется неравномерно. В качестве расчетной берется модель однородной двухпроводной линии, описываемая выражениями:

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

$$\begin{cases} -\frac{\partial u}{\partial x} = R_0 i + L_0 \frac{\partial i}{\partial t}; \\ -\frac{\partial i}{\partial x} = G_0 u + C_0 \frac{\partial u}{\partial t}, \end{cases}$$
(1)

где *R*<sub>0</sub>, *L*<sub>0</sub>, *G*<sub>0</sub>, *C*<sub>0</sub> – первичные параметры линии.

Одним из эффективных способов решения дифференциальных уравнений с частными производными является способ с использованием преобразования Лапласа. Прямое преобразование (1) по переменной *t* приводит к уравнениям вида:

$$\begin{cases} -\frac{\partial u(x,p)}{\partial x} = Z_0(p)i(x,p) - L_0i(x,0); \\ -\frac{\partial i(x,p)}{\partial x} = Y_0(p)u(x,p) - C_0u(x,0), \end{cases}$$
(2)

где u(x,p), i(x,p) – изображения напряжения и тока по координате *t*;

u(x,0), i(x,0) – установившиеся распределения при t = 0;

 $Z_0(p) = R_0 + pL_0; Y_0(p) = G_0 + pC_0.$ 

Решение системы уравнений (2) позволяет определить двойные изображения напряжения и тока [1]:

$$\begin{cases} U(q,p) = U_1(q,p) + U_2(q,p) = \frac{qu(0,p) - Z_0(p)i(o,p)}{q^2 - \gamma^2(p)} + \frac{qL_0i(q,0) - Z_0(p)C_0u(q,0)}{q^2 - \gamma^2(p)}; \\ I(q,p) = I_1(q,p) + I_2(q,p) = \frac{qi(0,p) - Y_0(p)u(o,p)}{q^2 - \gamma^2(p)} + \frac{qC_0u(q,0) - Y_0(p)L_0i(q,0)}{q^2 - \gamma^2(p)}, \end{cases}$$
(3)

где  $\gamma(p) = \sqrt{Z_0(p)Y_0(p)}$  – коэффициент распространения в операторной форме.

Обратное преобразование относительно t, т. е. переход к функциям u(x,t) и i(x,t), осуществляется на основе обратного преобразования Лапласа, конечными являются выражения:

$$\begin{cases} u_{\rm T}(x,t) = \frac{1}{\tau} \sum_{-\infty}^{\infty} \left[ u_1(x,jk\frac{2\pi}{\tau}) + u_2(x,jk\frac{2\pi}{\tau}) \right] e^{jk\frac{2\pi}{\tau}t}; \\ i_{\rm T}(x,t) = \frac{1}{\tau} \sum_{-\infty}^{\infty} \left[ i_1(x,jk\frac{2\pi}{\tau}) + i_2(x,jk\frac{2\pi}{\tau}) \right] e^{jk\frac{2\pi}{\tau}t}. \end{cases}$$
(4)

Величина т выбирается из выражения  $\tau \ge t_n$ , где  $t_n$  – длительность переходного процесса.

На основе анализа выражений (1) – (4) можно заключить, что имитационное моделирование сводится к анализу схем замещения с учетом процессов прохождения прямой и отраженной волн. Условием правильного решения является подстановка адекватных значений первичных параметров линии.

Для более точного получения параметров прямой (падающей) и отраженной волн необходимо знать волновое сопротивление:

$$Z_{\text{волн}} = \sqrt{\frac{L_{\text{o}}}{C_{\text{o}}}} = 60 \ln \frac{2h}{r},\tag{5}$$

зависящее от геометрических параметров объекта испытания.



Зная величину падающей волны ( $U_{\text{пад}}$ ), можно определить значение отраженной:

$$U_{\rm orp} = \frac{z_2 + z_1}{z_2 - z_1} U_{\rm nag}.$$
 (6)

где U<sub>пад</sub> – величина подаваемого напряжения;

 $z_1$  и  $z_2$  – волновое сопротивление контактной сети до гирлянды и после нее.

Проверочные расчеты по выражениям (1) – (4) выполнены в программе MathCAD, в результате которых были получены графики изменения формы прямоугольных импульсов для различных моделей линии [2].

В качестве тестовых воздействий выбраны прямоугольные импульсы, имеющие непрерывный спектр высших гармоник. Поскольку объект исследования представлен комплексным сопротивлением, каждая из составляющих гармоник входного напряжения будет поразному влиять на форму выходного сигнала.

Последовательность прямоугольных импульсов характеризуется длительностью, амплитудой и периодом следования единичного импульса.

Если за начало отсчета выбрать середину импульса, то сигнал разлагается только по косинусам. Частоты гармоник равны n/T, где n – любое целое число. Амплитуды гармоник

$$B_{i} = \frac{4}{T} \int_{0}^{\frac{\tau}{2}} V(t) \cos(w_{i}t) dt = 0.$$
<sup>(7)</sup>

Так как 
$$V(t) = E$$
 при  $t \le \frac{\tau}{2}$ , где  $\tau$  – длительность импульса и  $V(t) = 0$  при  $t > \frac{\tau}{2}$ , то

$$B_{i} = \frac{4}{T} \int_{0}^{\frac{\tau}{2}} V(t) \cos(w_{i}t) dt = \frac{4E}{wT} \int_{0}^{\frac{\tau}{2}} \cos(wt) dt.$$
(8)

Формулу (8) удобно записать в виде:

$$B_i = 2E \frac{\tau}{T} \frac{\sin(w\frac{\tau}{2})}{w\frac{\tau}{2}}.$$
(9)

Формула (9) представляет зависимость амплитуды n-й гармоники от периода и длительности в виде непрерывной функции (функция  $\operatorname{sinc}(x) = \frac{\sin(x)}{x}$ ). Эту функцию называют огибающей спектра. Следует иметь в виду, что физический смысл она имеет только на частотах, где существуют соответствующие гармоники.

При построении огибающей можно отметить, что  $\sin(w\frac{\tau}{2})$  является осциллирующей функцией частоты, а знаменатель монотонно возрастает с увеличение частоты, поэтому получается квазиосциллирующая функция с постепенным убыванием. При частоте, стремящейся к нулю, к нулю стремятся одновременно и числитель, и знаменатель выражения (9), их отношение стремится к единице (первый классический предел). Нулевые значения огибающей возникают в точках, где  $\sin(w\frac{\tau}{2}) = 0$ , т. е.  $w\frac{\tau}{2} = m$ , где m – целое число (кроме m = 0).

Переходя от циклической частоты к частоте в герцах, получаем:  $2\pi \frac{\tau}{2} = m\pi; f_m = \frac{m}{\tau}$ .

# ИЗВЕСТИЯ Транссиба

№ 4(12) 2012

Огибающая ограничивает на графике амплитуды гармоник. Форма огибающей определяется формой и длительностью импульса, а частоты гармоник – только его периодом.

Таким образом, при испытаниях изоляторов контактной сети постоянного тока высокочастотный сигнал с высокой амплитудой можно заменить последовательностью прямоугольных импульсов меньшей частоты, что упрощает реализацию аппаратной части испытательного оборудования.

Существуют Т-образные и Г-образные схемы замещения участков линии, позволяющие учитывать индуктивное  $L_0$  и активное  $R_0$  сопротивления контактной подвески (продольные параметры линии), а также емкостную  $C_0$  и активную  $G_0$  составляющие сопротивления изоляции (поперечные параметры линии). В работе исследована Т-образная схема замещения, она представлена на рисунке 1.



Рисунок 1 – Т-образная схема замещения участка тяговой сети

Были проведены исследования в лабораторных условиях с подвесными тарельчатыми изоляторами прибором, анализирующим формы прямоугольных импульсов высокого напряжения. Исследования показали, что по отклику от подаваемых на них электрических прямоугольных импульсов можно выявить диагностические признаки неисправных гирлянд с дефектными изоляторами. Среди известных аналогов преобладают приборы, основанные на анализе схем с сосредоточенными параметрами [3]. Согласно предложенной методике разработан опытный образец прибора для диагностирования изоляции контактной сети постоянного тока железнодорожного транспорта. Структурная схема измерительного комплекса представлена на рисунке 2.



Рисунок 2 – Структурная схема измерительного комплекса: ПК – персональный компьютер; ФГ – функциональный генератор; ВБ – высоковольтный блок; ОД – объект диагностирования; ИП – измерительный преобразователь; ЦО – цифровой осциллограф

Внешний вид разработанного прибора представлен на рисунке 3.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба



Рисунок 3 – Внешний вид измерительного комплекса: 1 – цифровой осциллограф ACK-3151; 2 – прибор контроля изоляции (функциональный генератор и высоковольтный блок); 3 – неисправный изолятор; 4 – высоковольтный преобразователь вольтметра B7-40/4; 5 – осциллограф C1-77; 6 – вольтметр B7-40/4

Осциллограммы исправного и дефектного изоляторов представлены на рисунках 4 и 5. Дефектный изолятор имеет большую постоянную времени при переходе прямоугольного импульса с высокого уровня на низкий. Параметры прямоугольного импульса:  $U_1 = 1000$  B, f = 1 Гц, коэффициент высоковольтного делителя  $k_{\rm g} = 0,001$ .



Рисунок 4 - Осциллограмма напряжения исправного изолятора

ИЗВЕСТИЯ Транссиба



Рисунок 5 – Осциллограмма напряжения дефектного изолятора

Эффективность контроля изоляции зависит от величины испытательного напряжения. Для ее обеспечения используются функции распределения пробивных напряжений для дефектной и нормальной изоляции. По кривым распределения пробивных напряжений определяется интервал значений данной величины, что позволит более точно определить место повреждения.

Рассмотренный метод диагностирования позволяет выявить неисправности изоляторов, полученные в результате механического воздействия на них (сколы, трещины, деформации).

Работы, выполняемые по предложенной технологии, позволяют сократить время на поиск и устранение неисправностей изоляции контактной сети железных дорог постоянного тока. Диагностирование состояния изоляции контактной сети постоянного тока можно будет проводить с помощью дополнительного оборудования, установленного в вагоне-лаборатории контактной сети (ВИКСе) или непосредственно на тяговых подстанциях.

#### Список литературы

1. Зажирко, В. Н. Способ моделирования волновых процессов в тяговых сетях [Текст] / В. Н. Зажирко // Разработка и исследование автоматизированных средств контроля и управления для предприятий ж.-д. транспорта: Межвуз. темат. сб. науч. тр. / Омский гос. ун-т путей сообщения. - Омск, 1999. - С. 6 - 11.

2. Серебряков, А. В. MathCAD и решение задач электротехники [Текст] / А. В. Серебряков, В. В. Шумейко. – М.: Маршрут, 2005. – 240 с.

3. Основные результаты испытаний опытного образца устройства контроля состояния электрической изоляции оборудования тяговых подстанций [Текст] / А. П. Сухогузов, И. А. Пятецкий и др. // Транспорт Урала. – 2009. – № 3 (22). – С. 94 – 99.

4. Альтман, Е. А. Повышение точности оценки параметров сигналов в электрической сети в системе тягового электроснабжения [Текст] / Е. А. Альтман, Д. А. Елизаров // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2012. – № 3 (11). – С. 95 – 100.

5. Кузнецов, А. А. Диагностирование изоляции участка контактной сети железных дорог постоянного тока [Текст] / А. А. Кузнецов, А. Д. Родченко, А. Ю. Кузьменко // Инновационные проекты и новые технологии в образовании, промышленности и на транспорте: Материалы науч.-практ. конф. / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск, 2012. – С. 286 – 290.



6. Каталог изоляторов для контактной сети и ВЛ электрифицированных железных дорог [Текст] / Специальное конструкторско-технологическое бюро по изоляторам и арматуре. – М.: Трансиздат, 2000. – С. 10 – 19.

7. Об электромагнитных и акустических излучениях неисправных гирлянд изоляторов контактной сети железной дороги [Текст] / С. М. Куценко, Н. Н. Климов и др. // Радиолокация, навигация, связь: Сб. докл. Х междунар. науч.-техн. конф. / НПФ «САКВОЕЕ» ООО. – Воронеж, 2004. – Т. 1. – С. 712 – 720.

8. Молчанов, В. В. Новые технологии и оборудование контроля и диагностирования железнодорожной техники [Текст] / В. В. Молчанов, В. Г. Шахов // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2010. – № 4 (4). – С. 116 – 120.

9. Любченко, А. А. Анализ процессов технического обслуживания элементов сложных технических систем [Текст] / А. А. Любченко // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2011. – № 1 (5). – С. 88 – 94.

10. Егоров, В. В. Техника высоких напряжений. Перенапряжения в устройствах электрической тяги. Профилактическое испытание изоляции [Текст] / В. В. Егоров. – М.: Маршрут, 2004. – 188 с.

#### УДК 629.423.32

#### М. Ю. Пустоветов

#### ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПОТЕНЦИАЛА НЕЙТРАЛЬНОЙ ТОЧКИ НАГРУЗКИ И ТОКОВ УТЕЧКИ В ТЯГОВОМ АСИНХРОННОМ ЭЛЕКТРОПРИВОДЕ ЭЛЕКТРОВОЗА ПОСТОЯННОГО ТОКА

Использование в современных преобразователях частоты импульсной технологии формирования напряжения на клеммах асинхронного двигателя привело к принципиально иной, по сравнению с питанием от источника синусоидального напряжения, ситуации в отношении количественных уровней электромагнитных помех и токов утечки. В большинстве случаев в качестве тяговых преобразователей на электровозах с асинхронным приводом используется двухуровневый трехфазный автономный инвертор напряжения (АИН) с жесткой коммутацией, выполненный по мостовой схеме. В статье рассматривается механизм формирования потенциала нейтральной точки нагрузки, фазы которой соединены по схеме «звезда», и возникающих, как следствие, токов утечки для случая электровоза постоянного тока на примере промышленного электровоза НПМ2. Результаты компьютерного моделирования, проведенного автором, показали, что специфика подключения АИНа электровозов постоянного тока к контактной сети создает условия, когда амплитуда потенциала нейтральной точки обмотки статора тягового асинхронного двигателя (АД) равна амплитуде напряжения фазы, что способствует возможности протекания значительных токов утечки и ухудшению электромагнитной совместимости. При выборе изоляции подшипников тягового АД следует принимать во внимание значительную величину напряжения вала.

В работе [1] описана схема АИНа, изображенная на рисунке 1, т. е. с заземленной средней точкой входного источника постоянного напряжения, а также представлены эпюры потенциалов и напряжений и алгоритм работы ключей АИНа для этого случая.

Приняв условные обозначения аналогично представленным в источнике [1], запишем основные соотношения для напряжений АИНа:  $\varphi_c$ ,  $\varphi_b$ ,  $\varphi_a$  – потенциалы относительно земли выходных клемм соответствующих фаз АИНа;  $u_{ab}$ ,  $u_{bc}$ ,  $u_{ca}$  – линейные (междуфазные) напряжения на нагрузке;  $\varphi_0$  – потенциал нейтральной точки нагрузки, соединенной по схеме «звезда», относительно земли;  $U_d$  – входное постоянное напряжение АИНа;  $u_a$ ,  $u_b$ ,  $u_c$  – фазные напряжения на нагрузке;  $Z_a$ ,  $Z_b$ ,  $Z_c$  – комплексные сопротивления фаз нагрузки; VT1, VT2, VT3, VT4, VT5, VT6 – транзисторные ключи АИНа; VD1, VD2, VD3, VD4, VD5, VD6 – встречно-параллельные диоды АИНа.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

$$u_{ab} = \phi_a - \phi_b \,; \tag{1}$$

$$u_{bc} = \phi_b - \phi_c \; ; \tag{2}$$

$$u_{ca} = \phi_c - \phi_a \,; \tag{3}$$

$$\phi_0 = (\phi_a + \phi_b + \phi_c) / 3; \tag{4}$$

$$u_a = \phi_a - \phi_0; \tag{5}$$

$$u_b = \phi_b - \phi_0 \,; \tag{6}$$

$$u_c = \phi_c - \phi_0 \,. \tag{7}$$



Рисунок 1 – Вариант схемы АИНа с заземленной средней точкой входного источника постоянного напряжения

Возможен другой вариант исполнения головной части схемы АИНа, когда у входного источника постоянного напряжения заземлена минусовая клемма (рисунок 2). Такая схема использована на тяговых преобразователях промышленного электровоза постоянного тока НПМ2 [2], эксплуатируемого на Магнитогорском металлургическом комбинате, и магистрального электровоза постоянного тока 2ЭС10: клемма «+» присоединена к контактному проводу, а клемма «-» – к рельсу.



Рисунок 2 – Вариант схемы АИНа с заземленной минусовой клеммой входного источника постоянного напряжения





Рисунок 3 – Эпюры потенциалов и напряжений АИНа: а – по варианту рисунка 1; б – по варианту рисунка 2

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Выражения (1) – (7) универсальны для описания потенциалов и напряжений схем на рисунках 1 и 2, что сделано соответственно на рисунках 3,а,б для одноимпульсной формы выходного напряжения АИНа. Очевидно, что разница между схемами на рисунках 1 и 2 при формировании потенциалов фаз АИНа относительно земли заключается в том, что в схеме на рисунке 1 при открытии верхнего транзистора фазы формируется потенциал величиной  $0,5U_d$ , а при открытии нижнего транзистора – потенциал величиной  $-0,5U_d$ . В случае же схемы на рисунке 2 при открытии верхнего транзистора фазы формируется потенциал величиной  $U_d$ , а при открытии нижнего транзистора – потенциал величиной 0. Это обстоятельство приводит к существенной разнице в величине и форме  $\phi_0$  в двух рассматриваемых случаях. Для схемы на рисунке 1 потенциал  $\phi_0$  составляют исключительно нечетные гармонические составляющие, порядок которых кратен трем: 3, 9, 15, 21, ... Эти гармонические составляющие относятся к нулевой последовательности. Для схемы на рисунке 2 к указанному гармоническому составу добавляется постоянная составляющая. При этом фазные и линейные напряжения для рассматриваемых вариантов схем АИНа формируются идентично.

Токи утечки протекают через емкости между обмоткой статора и корпусом асинхронного двигателя, статором и ротором, жилами кабеля, экраном и заземлением. Экспериментально суммарный ток утечки может быть определен как векторная сумма трех фазных токов, поделенная на три. Вследствие наличия  $\varphi_0$  и тока утечки на ротор АД формируется напряжение вала  $u_{shaft}$ , которое приводит к протеканию токов через подшипники на землю, если подшипники неизолированные. При этом происходит интенсивная электрокоррозия поверхностей катания подшипников, следствием чего будет их повреждение и разрушение. Во избежание протекания подшипниковых токов на всех российских локомотивах с асинхронным тяговым электроприводом (включая НПМ2) используются тяговые АД с двумя изолированными подшипниками.

Проведено компьютерное моделирование токов утечки для тягового асинхронного двигателя ДТА-350М электровоза НПМ2 с использованием уравнений и модели АД, представленных в работе [3]. Для формирования питающих напряжений выбран алгоритм синусоидальной широтно-импульсной модуляции (ШИМ) с предмодуляцией, реализуемый в тяговом приводе электровоза НПМ2 до частоты основной гармоники питающего напряжения  $f_1 = 30$  Гц [4]. В источнике [5] приведена одна из простых схем для учета путей протекания токов утечки в тяговом АД, возникающих из-за высокочастотной ШИМ напряжения АИНа. Использованный при моделировании вариант схемы [5] с одной дополнительной емкостью (емкость между лобовыми частями обмотки статора и корпусом машины  $C_{ewf}$  через изоляцию и воздух) показан на рисунке 4. Элементы схемы на рисунке 4 описаны в таблице.



Рисунок 4 – Схема для моделирования путей протекания суммарного тока утечки  $i_{c.r.}$  и тока через подшипники  $i_{br.}$  в тяговом АД

Nº 4(12)

Наименование параметра	Обозначение	Численное
		значение
Емкость между обмоткой статора (пазовой ее частью) и кор- пусом машины (через изоляцию между медью и железом ста- тора через многослойную изоляцию на дне и стенках пазов)	$C_{\scriptscriptstyle w\!f}$	49,469 нФ
Емкость между обмоткой статора (пазовой ее частью) и ро- тором (через многослойную изоляцию, клин и воздушный за- зор)	$C_{\scriptscriptstyle wr}$	0,703 нФ
Емкость между ротором и статором (через воздушный зазор)	$C_{r\!f}$	2,948 нФ
Емкость между лобовыми частями обмотки статора и корпу- сом машины через изоляцию и воздух	$C_{\it ewf}$	57,665 пФ
Емкости подшипников, удерживающих вал машины	$C_{b1}, C_{b2}$	Параметры при модели-
Активные сопротивления подшипников, удерживающих вал машины	$R_{br1}, R_{br2}$	мы исключены, так как подшипники изолирован- ные

Элементы схемы для учета путей протекания токов утечки (см. рисунок 1)

Для емкости между обмоткой статора (пазовой ее частью) и корпусом машины площадь обкладок равна суммарной площади поверхности пазов статора, исключая площадь соприкосновения с пазовыми клиньями. Расстояние между обкладками – это суммарная толщина изоляции в пазу статора на одну сторону.

Для емкости между обмоткой статора (пазовой ее частью) и ротором площадь обкладок определяется как суммарная площадь шлицов пазов статора, обращенная в воздушный зазор. Расстояние между обкладками заполнено тремя слоями диэлектрика: воздух зазора, пазовый клин статора, изоляция между медью и пазовым клином статора.

В емкости между ротором и статором обкладками конденсатора являются коаксиальные поверхности статора и ротора, обращенные к воздушному зазору. Расстояние между обклад-ками – это воздушный зазор.

В емкости между лобовыми частями обмотки статора и корпусом машины через изоляцию и воздух обкладками конденсатора являются поверхность лобовых частей обмотки статора, обращенная к корпусу, и равная по площади часть внутренней поверхности корпуса. В первом приближении поверхности принимаются коаксиальными. Ввиду большой величины воздушного промежутка между лобовыми частями и корпусом значение  $C_{ewf}$  гораздо меньше остальных емкостей схемы, представленной на рисунке 4 (см. таблицу).

Результаты компьютерного моделирования для тягового АД ДТА-350М в установившемся режиме при  $f_1 = 30$  Гц показаны на рисунках 5 и 6. Принято, что  $U_d = 1,5$  кВ. В результате компьютерного моделирования получено:  $u_{shaft}$  достигает 50 % от  $\varphi_0$  по амплитуде; в процессе частотного разгона тягового АД пики суммарного тока утечки  $i_{cr}$  достигают 239 А.

Результаты компьютерного моделирования показывают, что способ подключения АИНа электровозов постоянного тока к питающей сети создает специфические потенциальные условия, когда амплитуда потенциала нейтральной точки обмотки статора тягового АД равна амплитуде напряжения фазы, что способствует возможности протекания значительных токов утечки. Это может негативно влиять на электромагнитную совместимость асинхронного тягового привода. При выборе изоляции подшипников тягового АД следует принимать во внимание значительную величину напряжения вала.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)



Рисунок 5 – Результаты моделирования потенциала  $\phi_0$  (график 1) и напряжения  $u_{shaft}$  (график 2)





#### Список литературы

1. Электроподвижной состав с асинхронными тяговыми двигателями [Текст] / Н. А. Ротанов, А. С. Курбасов и др. – М.: Транспорт, 1991. – 336 с.

2. Марченко, Г. Г. Эволюция промышленных электровозов и тяговых агрегатов [Текст] / Г. Г. Марченко // Электровозостроение: Сб. науч. тр. / Всерос. научно-исследоват. и проектно-конструкт. ин-т электровозостроения. – Новочеркасск, 2003. – Т. 45. – С. 56 – 72.

3. Озерский, А. И. Компьютерное моделирование асинхронного электропривода с гидромуфтой [Текст] / А. И. Озерский, М. Ю. Пустоветов, В. С. Минаков // Вестник ДГТУ / Донской гос. техн. ун-т. – Донецк. – 2012. – Т. 12. – № 1 (62). – Вып. 2. – С. 83 – 95.

4. Курочка, А. А. Выбор алгоритма широтно-импульсной модуляции в автономном инверторе напряжения промышленного электровоза НПМ2 [Текст] / А. А. Курочка, Д. А. Кабанов, Л. Д. Лушникова // Вестник ВЭлНИИ / Всерос. научно-исследоват. и проектно-



### Информационные технологии, автоматика, связь, телекоммуникации

конструкт. ин-т электровозостроения. – Новочеркасск, 2004. – № 1. – С. 156 – 163.

5. Luszcz, J. Destructive consequences of PWM inverter feeding for traction AC motors [Teκcτ] / J. Luszcz, P. Dworakowski // Modern Electric Traction / Gdansk University of Technology. – Gdansk, 2009.

УДК 519.876.5:621.316.97

Ю. М. Елизарова, Н. К. Слептерева

#### МОДЕЛИРОВАНИЕ СРЕДСТВАМИ MATLAB/SIMULINK РАБОТЫ АППАРАТНОГО КОМПЛЕКСА ДЛЯ ПОИСКА МЕСТ ПОВРЕЖДЕНИЯ КАБЕЛЕЙ

В статье приводится компьютерное моделирование работы аппаратного комплекса для поиска мест повреждения кабелей. Проведен анализ параметров схем устройства. Подтверждена эффективность аппаратуры, реализованной по приведенным схемам, в условиях действия мощных помех электрифицированного на переменном токе железнодорожного транспорта.

Как показывает опыт эксплуатации кабельных систем с поврежденным изолирующим покрытием, токоведущая жила, или оболочка кабеля, в местах повреждения полимерного изолирующего покрытия быстро выходит из строя по причине коррозии, поэтому оперативное и точное определение места повреждения изоляции и его устранение – одна из важнейших задач, возникающих в процессе эксплуатации кабеля. Следует отметить, что в зоне действия электрифицированного железнодорожного транспорта опасность коррозии подземных сооружений значительно повышается [1 – 4].

Существующие средства не позволяют с достаточной точностью определять места повреждения изоляции и трассу кабелей в условиях действия сильных электромагнитных помех, которые создаются, например, в зоне действия электрифицированного на переменном токе железнодорожного транспорта, поэтому задача разработки помехозащищенной аппаратуры поиска мест повреждения кабеля актуальна.

В данной статье рассмотрено моделирование аппаратного комплекса для поиска мест повреждения кабелей (АК ПМПК) в среде MatLab/Simulink, предоставляющей средства гибкой настройки параметров элементов, составляющих моделируемую схему, что в итоге позволяет выбрать такие их значения, которые обеспечат уверенный поиск места повреждения кабеля и трассы.

Применение компьютерного моделирования позволяет анализировать и при необходимости корректировать схему устройства на этапе, предшествующем ее технической реализации. При моделировании есть возможность осуществлять настройку параметров функциональных частей аппаратуры, задавать различные режимы ее работы, анализировать выходные сигналы.

Среди преимуществ моделирования в пакете MatLab следует отметить возможность сочетания методов имитационного и структурного моделирования, в результате чего становится возможным реализовать силовую часть схемы с применением имитационных блоков SimPowerSystems, а систему управления – с помощью блоков Simulink, отражающих лишь алгоритм ее работы, а не электрическую схему. Благодаря этому модель упрощается, повышаются скорость ее работы, устойчивость. [5]

В рассматриваемом аппаратном комплексе для поиска мест повреждения кабеля обеспечивается повышение точности при определении трассы и места повреждения кабеля за счет того, что в кабель подается амплитудно-модулированный сигнал. Большая помехоустойчивость, по сравнению с применением немодулированного сигнала, достигается при использовании детектора амплитудно-модулированного сигнала, осуществляющего двойную фильтрацию [6].

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

# Информационные технологии, автоматика, связь, телекоммуникации

АК ПМПК состоит из приемной и генераторной частей. Генератор, функциональная схема которого приведена на рисунке 1, предназначен для получения амплитудномодулированного сигнала с несущей частотой 35 Гц и модулирующей частотой 3 Гц [6].



3 – модулятор; 4 – усилительный каскад; 5 – выходной трансформатор;

6 – источник питания

Для моделирования работы генераторной части собрана схема, представленная на рисунке 2.





Для реализации данной схемы использованы блоки библиотеки Simulink. В качестве генераторов несущего и модулирующего сигналов («Carrier generator 35 Hz» и «Modulation generator 3 Hz») применены блоки-источники синусоидального сигнала; модулятор реализован с применением сумматора, блока умножения и источника постоянного сигнала («DC component»), амплитуда которого задает коэффициент модуляции выходного сигнала.

В качестве усилительного каскада («Amplifier») используется блок усиления с заданным коэффициентом. Согласующее устройство («Transmatch») реализовано с помощью ползункового регулятора, обеспечивающего изменение действующего значения напряжения на выходе схемы в диапазоне от 5 мВ до 250 В. Сигналы в различных точках схемы фиксируются осциллографом («Oscilloscope») (рисунок 3).

Из рисунка 3 видно, что при использовании схемы с указанными параметрами устройств на выходе имеется амплитудно-модулированный сигнал действующим значением от 5 мВ до 250 В. Таким образом, генераторная часть аппаратуры и полученный выходной сигнал удовлетворяют заявленным в работе [6] требованиям.

Задачей приемного устройства, функциональная схема которого приведена на рисунке 4, является фиксирование параметров электромагнитного поля над кабелем. Рассмотрим подробнее отдельные блоки схемы на рисунке 4. Датчик-формирователь 1 напряженности магнитного поля имеет частотно-независимый коэффициент преобразования, избирательные усилители 3 и 6 усиливают сигнал в полосе ( $35 \pm 3$ ) Гц и сигнал в полосе частот до 3 Гц соответственно. Смеситель 4 при воздействии на него входного амплитудно-модулированного (AM) сигнала и сигнала несущей частоты с синхронного гетеродина 5 осуществляет сдвиг

# Информационные технологии, автоматика, связь, телекоммуникации

спектра АМ-сигнала по оси частот на нулевую частоту при сохранении структуры сигнала. Измерительный преобразователь 7 преобразовывает переменный сигнал на входе в постоянный сигнал на выходе, измерительный прибор 8 фиксирует с выводом на индикатор уровень входного сигнала. Амплитуда выходного сигнала генератора 9 и громкость звуковой индикации головных телефонов 10 управляются выходным сигналом блока 7. К1, К2, К3, К4 – ключи, предназначенные для переключения режимов работы приемного устройства. Более подробно принцип работы приемника описан в работе [6].



Рисунок 3 – Осциллограммы сигналов: канал 1 – сигнал несущей частоты; канал 2 – сигнал модулирующей частоты; канал 3 – выходной амплитудно-модулированный сигнал максимального уровня



Рисунок 4 – Функциональная схема приемного устройства АК ПМПК: 1 – датчик-формирователь напряженности магнитного поля;

2 – контактные электроды; 3 – избирательный усилитель; 4 – смеситель;

5 – синхронный гетеродин; 6 – избирательный усилитель; 7 – измерительный преобразователь; 8 – измерительный прибор; 9 – генератор; 10 – головные телефоны

Схема моделирования приемника АК ПМПК (рисунок 5) реализована с использованием блоков библиотек Simulink, SimPowerSystems, Communications Blockset.

Приемник должен быть устойчив к помехам. С учетом того, что одна из самых сложных ситуаций при приеме возникает в условиях действия электрифицированного железнодорожного транспорта, моделирование приемника выполнено для условий влияния мощного мешающего электромагнитного поля, создаваемого током в обратной тяговой сети.

При этом напряженность мешающего магнитного поля на поверхности рельса может достигать значительной величины. Амплитудное значение тока в обратной тяговой сети может достигать значения 100 А и более.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

### Информационные технологии, автоматика, связь, телекоммуникации



Рисунок 5 – Схема моделирования приемника АК ПМПК

Напряженность магнитного поля на поверхности рельса с достаточной точностью можно оценить по закону полного тока:

$$H = \frac{I}{2\pi r_0} = \frac{I}{P},\tag{1}$$

где *I*-ток, протекающий в рельсе, А;

*r*<sub>0</sub> – эквивалентный радиус рельса, определяемый по формуле:

$$r_0 = \frac{P}{2\pi},\tag{2}$$

где *Р* – периметр сечения рельса, м.

Периметр рельса марки Р75 равен 0,72 м. Следовательно, значение максимальной амплитуды напряженности магнитного поля на поверхности рельса, определенное по формуле (1), при токе 100 А составит 139 А/м.

При моделировании амплитуда напряженности магнитного поля помех принята равной 150 А/м. Спектральная диаграмма напряженности магнитного поля, создаваемого генератором помех («Noise sourse»), приведена на рисунке 6.



Рисунок 6 - Спектральная диаграмма напряженности магнитного поля помех

Полезный сигнал на входе приемника формируется в блоке «Friendly signal sourse», в состав которого входят источники несущего, модулирующего сигналов и модулятор. Минимальная амплитуда полезного входного сигнала равна чувствительности используемого датчика магнитного поля («Sensor») – 10 мА/м (рисунок 7).

С помощью сумматора складываются значения напряженности магнитных полей полезного сигнала и помехи. Спектральная диаграмма напряженности поля на выходе сумматора приведена на рисунке 8.





Информационные технологии,

Рисунок 7 – Осциллограмма напряженности магнитного поля полезного входного сигнала



Рисунок 8 - Спектральная диаграмма напряженности магнитного поля на входе датчика

Из сравнения рисунков 6 и 8 видно, что спектр полезного сигнала неразличим визуально на фоне спектра помехи.

Датчик преобразовывает напряженность магнитного поля в напряжение с коэффициентом k, равным 0,16. Далее сигнал подается на пассивный фильтр нижних частот (ФНЧ) Бесселя третьего порядка («Analog low-pass filter 38 Hz»), отсекающий спектр помехи, лежащий в диапазоне частот выше 38 Гц. Фильтр Бесселя дает наименьшие искажения формы сигнала. Спектральная диаграмма напряжения на выходе пассивного ФНЧ приведена на рисунке 9.



Рисунок 9 - Спектральная диаграмма напряжения на выходе пассивного ФНЧ

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

### Информационные технологии, автоматика, связь, телекоммуникации

Из рисунка 9 видно, что гармоническая составляющая помехи частотой 50 Гц после ФНЧ все еще имеет амплитуду, значительно большую амплитуд гармонических составляющих полезного сигнала.

С выхода ФНЧ сигнал подается на активный полосовой фильтр (ПФ) Бесселя третьего порядка («Analog filter (32-38) Hz»), настроенный на полосу частот (32 – 38) Гц. Данный сигнал усиливается с помощью усилителя («amplifier 1»). Спектральная диаграмма усиленного напряжения после ПФ приведена на рисунке 10, из нее можно сделать вывод о том, что после ПФ доля полезного сигнала в спектре возросла в несколько раз.



Рисунок 10 – Спектральная диаграмма усиленного напряжения после ПФ

Далее сигнал подается на смеситель («detector») вместе с сигналом с синхронного гетеродина («Synchro Heterodyne Oscillator»). Спектральная диаграмма напряжения на выходе смесителя представлена на рисунке 11.



Рисунок 11 - Спектральная диаграмма напряжения на выходе смесителя

На выходе смесителя в спектре сигнала присутствуют гармоники (см. рисунок 11), являющиеся результатом перемножения гармоник полезного сигнала с сигналом несущей частоты (постоянная составляющая и гармоники – 3 и 70 Гц), и гармоники, являющиеся результатом перемножения гармоник помехи с сигналом несущей частоты (гармоники – 15, 67 и 85 Гц).

После смесителя сигнал поступает на полосовой фильтр Бесселя третьего порядка («Analog Filter 3 Hz»), настроенный на частоту 3 Гц, с помощью которого выделяется моду-



### Информационные технологии, автоматика, связь, телекоммуникации

лирующий сигнал, усиливаемый потом усилителем («amplifier 2») до необходимого уровня. Сигнал на выходе схемы фиксируется с помощью осциллографа («oscilloscope 2»). Спектральная диаграмма напряжения на выходе приемника приведена на рисунке 12.

Из анализа рисунка 12 следует, что на выходе приемника имеется гармоника частотой 3 Гц, значения амплитуд других гармоник не превышают 2,7 % от основной. Коэффициент нелинейных искажений составляет 0,11 %.



Рисунок 12 - Спектральная диаграмма напряжения на выходе приемника

Результаты моделирования позволяют сделать вывод о том, что АК ПМПК, реализованный по приведенным схемам с указанными параметрами блоков, обеспечивает уверенный поиск трассы и места повреждения кабеля в условиях действия мощных помех.

#### Список литературы

1. Кандаев, В. А. Оценка коррозионной опасности алюминиевых кабелей в полимерном изолирующем покрове в условиях работы электрифицированного железнодорожного транспорта [Текст] / В. А. Кандаев, К. В. Авдеева, Н. К. Слептерева // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2012. – № 3 (11). – С. 59 – 65.

2. Манусов, В. З. Исследование методов снижения несимметрии загрузки трехфазной сети на тяговых подстанциях скоростных железных дорог переменного тока [Текст] / В. З. Манусов, П. В. Морозов // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2012. – № 2 (10). – С. 87 – 94.

3. Карабанов, М. А. Снижение влияния системы тягового электроснабжения на электропитание нетяговых потребителей в моменты подключения преобразовательных агрегатов [Текст] / М. А. Карабанов // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2011. – № 2 (7). – С. 58 – 67.

4. Ерита, А. М. Параметры изолированного цилиндрического проводника в однородной среде [Текст] / А. М. Ерита, В. А. Кандаев, К. В. Авдеева // Известия Транссиба / Омский гос. ун-т путей сообщения. – Омск. – 2010. – № 3. – С. 50 – 58.

5. Черных, И. В. Моделирование электротехнических устройств в Matlab, SimPower-Systems и Simulink [Текст] / И. В. Черных. – М.: ДМК-Пресс; СПб: Питер, 2008. –288 с.

6. Кандаев, В. А. Аппаратный комплекс поиска мест повреждения кабеля / В. А. Кандаев, Ю. М. Елизарова, Л. А. Карпова // Россия молодая: передовые технологии – в промышленность: Материалы II всерос. молодежной науч.-техн. конф. / Омский гос. техн. ун-т. – Омск. – 2009. – Кн. 3. – С. 41 – 45.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

#### УДК 621.313.2.014

#### РЕШЕНИЕ ПРОБЛЕМЫ ОПТИМИЗАЦИИ КОММУТАЦИОННОГО ПРОЦЕССА В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИНАХ ПОСТОЯННОГО ТОКА

#### Авилов Валерий Дмитриевич

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Электрические машины и общая электротехника», ОмГУПС. Тел.: (3812) 31-18-27, +7-913-979-9512.

E-mail: emoe@omgups.ru

#### Исмаилов Шафигула Калимуллович

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС).

644046, г. Омск, пр. Маркса, 35.

Доктор технических наук, профессор кафедры «Подвижной состав электрических железных дорог», ОмГУПС.

Тел.: (3812) 31-34-19, +7-913-628-3305.

E-mail: ismailovshk@mail.ru

В статье проведен анализ решения проблемы оптимизации коммутационного процесса в электрических машинах постоянного тока.

Ключевые слова: оптимизация коммутационного процесса, тяговые электрические машины, дополнительные полюса, ток разрыва, прибор контроля коммутации ПКК-2М, круговой огонь по коллектору, фактор искрения.

#### SOLUTION OF THE PROBLEM OF OPTIMIZATION OF SWITCHING PROCESS IN ELECTRIC CARS OF THE DIRECT CURRENT

#### **Avilov Valery Dmitriyevich**

Omsk State Transport University (OSTU).

35, Marx av., Omsk, 644046, Russia.

Dr. Sci. Tech., professor, head of the department «Electric machinery and general electrical», OSTU.

Phone: (3812) 31-18-27, +7-913-979-9512. E-mail: emoe@omgups.ru

#### Ismailov Shafigula Kalimullovich

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. Dr. Sci. Tech., professor of the department «Rolling stock of the electric railways», OSTU. Phone: (3812) 31-34-19, +7-913-628-3305. E-mail: ismailovshk@mail.ru

In article the analysis of a solution of the problem of optimization of switching process in electric cars of a direct current is carried out.

Keywords: optimization of switching process, traction electric cars, additional poles, a gap current, the device of control of switching PKK-2M, circular fire on a collector, an iskreniye factor.



ИЗВЕСТИЯ Транссиба

#### УДК 621.822.6

#### РАЗРАБОТКА СТЕНДА С СИЛОВЫМ ФРИКЦИОННЫМ НАГРУЖЕНИЕМ

#### Бородин Анатолий Васильевич

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Доктор технических наук, заведующий кафедрой «Теория механизмов и детали машин», ОмГУПС. Тел.: (3812) 31-06-18. E-mail: tmdm@omgups.ru

#### Вельгодская Татьяна Владимировна

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Кандидат технических наук, доцент кафедры «Теория механизмов и детали машин», ОмГУПС. Тел.: (3812) 31-06-18. E-mail: tmdm@omgups.ru

#### Белоглазова Наталья Анатольевна

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Кандидат технических наук, доцент кафедры «Начертательная геометрия и инженерная графика», ОмГУПС. Тел.: (3812) 31-06-77. E-mail: ngig@omgups.ru

Описана оригинальная конструкция устройства для экспериментальных исследований, включающая в себя узел радиального нагружения в виде упругого кольца постоянного или переменного сечения.

Ключевые слова: стендовое оборудование, подшипники качения, радиальное нагружение.

#### NODE RADIAL LOAD RESILIENT RING CONSTANTLY OR VARIABLE SECTION

#### **Borodin Anatoliy Vasilievich**

Omsk State University of Transport (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. Dr. Sci. Tech., head of the department «Theory of mechanisms and machine elements», OSTU. Phone: (3812) 31-06-18. E-mail: tmdm@omgups.ru

#### Velgodskaya Tatyana Vladimirovna

Omsk State University of Transport (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. Cand. Tech. Sci., the senior lecturer of the department «Theory of mechanisms and machine elements», OSTU. Phone: (3812) 31-06-18. E-mail: tmdm@omgups.ru

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

<u>№ 4(12)</u>

2012

#### Beloglazova Natalia Anatolievna

Omsk State University of Transport (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia.



Cand. Tech. Sci., the senior lecturer of the department «Descriptive Geometry and Engineering Graphics», OSTU.

Phone: (3812) 31-06-77. E-mail: ngig@omgups.ru

Described the original design of the device for experimental studies, including site radial load as an elastic ring of permanent or alternating sections.

Keywords: the bench equipment, bearings, radial loading.

УДК 629.421 (621.436 + 621.313.12)

#### СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ СТАЦИОНАРНОГО ПРОГРЕВА СИСТЕМ ТЕПЛОВОЗНЫХ ДИЗЕЛЕЙ ОТ ТЕПЛОВОЙ ЭНЕРГИИ КОТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК

#### Данковцев Вячеслав Тихонович

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Кандидат технических наук, доцент кафедры «Локомотивы», ОмГУПС. Тел.: (3812) 31-34-17.

#### Якушин Роман Юрьевич

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Кандидат технических наук, доцент кафедры «Локомотивы», ОмГУПС. Тел.: (3812) 31-34-17.

#### Фоменко Валентин Константинович

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Кандидат технических наук, доцент кафедры «Локомотивы», ОмГУПС. Тел.: (3812) 31-34-17.

#### Титанаков Денис Александрович

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Кандидат технических наук, доцент кафедры «Локомотивы», ОмГУПС. Тел.: (3812) 31-34-17.

В статье представлена разработанная стационарная установка для прогрева тепловозных дизелей от котельных установок в холодное время года.

Работа направлена на повышение эффективности использования дизельного топлива при прогреве тепловозов за счет снижения работы дизеля на холостом ходу.

Ключевые слова: тепловозный дизель, вспомогательные системы, теплообменные процессы, прогрев, стационарная установка, котельная, линия отстоя тепловозов, эффективность.

#### IMPROVEMENT OF STATIONARY WARMING UP SYSTEMS OF DIESEL ENGINES FROM THERMAL ENERGY OF BOILER INSTALLATIONS

#### Dankovtsev Vyacheslav Tikhonovich

Omsk State University of Transport (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia.

Cand. Tech. Sci., the senior lecturer of the department « Locomotives», OSTU. Phone: (3812) 31-34-17.

#### Yakushin Roman Yurvevich

Omsk State University of Transport (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. Cand. Tech. Sci., the senior of lecturer of the department « Locomotives», OSTU. Phone: (3812) 31-34-17.

#### **Fomenko Valentin Konstantinovich**

Omsk State University of Transport (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. Cand. Tech. Sci., the senior lecturer of the department « Locomotives», OSTU. Phone: (3812) 31-34-17.

#### **Titanakov Denis Aleksandrovich**

Omsk State University of Transport (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. Cand. Tech. Sci., the senior lecturer of the department « Locomotives», OSTU. Phone: (3812) 31-34-17.

In article the presented developed stationary installation for warming up of diesel engines from boiler rooms in a cold season.

Work is directed on increase of efficiency of use of diesel fuel at warming up of locomotives at the expense of decrease in work of a diesel engine idling.

Keywords: diesel engine, auxiliary systems, heatexchange processes, warming up, stationary installation, boiler room, line of a sediment of locomotives, efficiency.

УДК 625.4.015

#### ОЦЕНКА АЭРОДИНАМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ТОКОПРИЕМНИКА ПРИ ЕГО ПРОЕКТИРОВАНИИ

#### Капралова Марина Анатольевна

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Аспирант кафедры «Электроснабжение железнодорожного транспорта», ОмГУПС. Тел.: +7-904-583-93-02. E-mail: marad2104@mail.ru

В рамках проекта «Разработка и организация высокотехнологического производства нового магистрального токоприемника для применения на линиях с модернизированной инфраструктурой системы токосъема», реализуемого при поддержке Министерства образования и науки РФ, в ОмГУПСе создается токоприемник «Аист». В статье приводятся спектры обтекания этого токоприемника воздушным потоком, полученные путем расчета, с использованием которых определены его аэродинамические характеристики.

Ключевые слова: токоприемник; полоз; угол атаки; рабочая высота; спектр обтекания; аэродинамические характеристики.

#### ESTIMATION OF AERODYNAMIC PROPERTIES OF A CURRENT **COLLECTOR AT IT IS DESIGNING**

Nº 4(12)

2012

# Kapralova Marina Anatolievna

Omsk State University of Transport (OSTU).



35, Marx av., Omsk, 644046, Russia.

Postgraduate student of the department «Descriptive Geometry and Engineering Graphics», OSTU.

Phone: +7-904-583-93-02. E-mail: marad2104@mail.ru

Within the limits of the project « Working out and the organization of highly technological manufacture of a new main current collector for application on lines with the modernized infrastructure of system current collection», implemented with the support of the Ministry of Education and Science of the Russian Federation, in OSTU the current collector AIST is created. In article flow spectra by an air stream of this current collector, received by calculation are resulted, using which its aerodynamic characteristics are defined.

Keywords: current collector; a runner; angle of attack; working height; a flow spectrum; aerodynamic characteristics.

УДК 621.336.7

#### АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ КОРПУСА АВТОСЦЕПКИ СА-3

#### Кодылев Андрей Васильевич

Московский государственный университет путей сообщения (МИИТ).

127994, г. Москва, ул. Образцова, д. 9, стр. 9.

Соискатель кафедры «Организация и безопасность движения» МИИТа, заместитель директора Рязанского филиала МИИТа.

Тел.: (4912) 27-52-97. E-mail: k364697@mail.ru

С целью совершенствования конструкции корпуса автосцепки СА-3 разработана система автоматизированной оценки прочности. Проведены расчеты и дано графическое представление результатов исследований. Проведенные расчеты дали возможность оценить прочность корпуса автосцепки и выработать предложения и рекомендации по совершенствованию его конструкции. Применение системы для оценки прочности корпуса автосцепки позволяет автоматизировать расчеты и ускорить совершенствование его конструкции.

Ключевые слова: корпус автосцепки, расчет, элементы, хвостовик, напряженнодеформированное состояние, хвостовик, концентрация напряжений, перемычка, математическая модель.

#### THE ANALYSIS OF THE STRESS-STRAIN STATE HOUSING IT SA-3

#### **Kodilev Andrey Vasilievich**

Moscow State University of Transport (MIIT). B. 9, 9, Obraztsova st., Moscow, 127994, Russia. Applicant for the department «Organization and traffic safety» MIIT, deputy director of the

Ryazan branch of MIIT. Phone: (4912) 27-52-97. E-mail: k364697@mail.ru

For the purpose of perfection of a design of the case of automatic coupling CA-3 the system of the automated estimation of durability is developed. Are spent races-couples and graphic representation of results of researches is given. The carried out calculations have given the chance to estimate durability of the case of an automatic coupling and to develop offers and recommendations



about perfection konstruktsii. Application of system for an estimation of durability of the case of an automatic coupling allows to automate calculations and to accelerate design perfection.

Keywords: housing it, calculation of elements, the control flag, the stress-strain state, the flag, the stress concentration, jumper, mathematical model.

УДК 629.4.027.4

#### ВОССТАНОВЛЕНИЕ ПРОФИЛЯ КАТАНИЯ ВАГОННЫХ КОЛЕС ПОВЫШЕННОЙ ТВЕРДОСТИ С ЭКСПЛУАТАЦИОННЫМИ ДЕФЕКТАМИ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОГО ПРОИСХОЖДЕНИЯ

#### Обрывалин Алексей Викторович

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Кандилат технических наук, поцент кафелры "Технология транспортного

Кандидат технических наук, доцент кафедры «Технология транспортного машиностроения и ремонта подвижного состава», ОмГУПС.

Тел.: (3812) 31-18-11. E-mail: obryvalin\_av@mail.ru

В статье дан краткий анализ существующей технологии ремонта вагонных колес повышенной твердости и определены ее основные недостатки. Исследовано влияние качества механической обработки колес на напряженное состояние в системе «колесо – рельс». Автором разработана и предложена перспективная технология ремонта колес, позволяющая сократить расход режущего инструмента, повысить качество механической обработки и продлить срок эксплуатации железнодорожных колес.

Ключевые слова: вагонное колесо, термомеханические повреждения, механическая обработка, технологический выступ, колесотокарный станок, ударная нагрузка, режущая пластина, шлифование, качество обработанной поверхности, эксплуатационный ресурс.

#### REGENERATIVE REPAIR OF THE DRIVING PROFILE OF CARLOAD WHEELS OF THE INCREASED HARDNESS WITH THERMOMECHANICAL OPERATIONAL DEFECTS

#### **Obryvalin Aleksey Viktorovich**

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av., Omsk. 644046, Russia. Cand. tech. sci., the senior lecturer of the department «Technology of transport mechanical en-

gineering and rolling stock repair», OSTU Phone: (3812) 31-18-11. E-mail: obryvalin av@mail.ru

In article the brief analysis is given and the basic lacks of existing technology of repair of car wheels of the increased hardness are certain. Influence of quality of machining of wheels on the intense condition in system "wheel-rail" is researched. Regenerative repair technology is developed and offered for carload wheels, allowing to reduce the charge of the cutting tool, to raise quality of machining and to prolong term of operation of railway wheels.

Keywords: a car wheel, thermomechanical damages, machining, technologically a ledge, a car wheel lathe, the shock loading, a cutting plate, grinding, quality of the processed surface, operational resource.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба



#### УДК 621.01/.03; 629.4

#### ОБОСНОВАНИЕ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ КОЛЕС ПОВЫШЕННОЙ ТВЕРДОСТИ

#### Ражковский Александр Алексеевич

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Кандидат технических наук, доцент кафедры «Технология транспортного машиностроения и ремонта подвижного состава», ОмГУПС.

Тел.: (3812) 31-18-11.

#### Ядуванкин Вадим Владимирович

Управление вагонного хозяйства Центральной дирекции инфраструктуры – филиала ОАО «РЖД».

109388, г. Москва, ул. Шоссейная, д. 31/2, кв. 75. Помощник начальника. Тел.: +7-925-713-27-71. E-mail: vadim.yaduvankin@gmail.com

В статье рассмотрены вопросы обработки железнодорожных колес повышенной твердости, причины излома режущего инструмента, пути повышения стойкости инструмента.

Ключевые слова: колесная пара, резец, консольная балка, удар, вибрации, жесткость.

#### RATIONALE OF THE TREATMENT CONDITIONS OF THE WHEELS INCREASED HARDNESS

Razhkovsky Aleksandr Alekseevich

Omsk State Transport University (OSTU).

35, Marx av., Omsk. 644046, Russia.

Cand. tech. sci., the senior lecturer of the department «Technology of transport mechanical engineering and rolling stock repair», OSTU

Phone: (3812) 31-18-11.

#### Yaduvankin Vadim Vladimirovich

Management of Rolling Stock Central Directorate of infrastructure – a branch of JSC «Russian Railways».

31/2, Highway st., Moskow. 109388, Russia. Assistant Chief. Phone: +7-925-713-27-71. E-mail: vadim.yaduvankin@gmail.com

Based on the calculated data shows voltage, which receives the cutting tool during machining profile rolling wheels increased hardness of freight cars coming into repair.

Keywords: wheelset, cutter, cantilever beam, shock, vibration, stiffness.

УДК.621.396.67

#### ИСПОЛЬЗОВАНИЕ Г-ОБРАЗНЫХ АНТЕНН С ТРАНШЕЙНЫМ ЗАЗЕМЛЕНИЕМ ДЛЯ ПОЕЗДНОЙ РАДИОСВЯЗИ

#### Рогилев Владимир Михайлович

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35.

№ 4(12) 2012	ИЗВЕСТИЯ Транссиба	135

Кандидат технических наук, доцент кафедры «Системы передачи информации». Тел.: (3812) 31-06-94. E-mail: its@omgups.ru

В статье приведены результаты расчетов характеристик и параметров Г-образных антенн с типовыми размерами, обеспечивающих прямую радиосвязь для абонентов в условиях железнодорожного многопутья над земной поверхностью с разными параметрами почвы. Представлен способ определения сопротивления заземления антенн, обеспечивающий эффективность их действия и дальность радиосвязи, а также защищенность от грозовых разрядов.

Ключевые слова: станционная радиосвязь, Г-антенна, коэффициент усиления, КПД антенны, сопротивление заземления, грозозащита, дальность радиосвязи.

#### USE OF RIGHT-ANGLE CORNER ANTENNAE WITH GROUND CIRCUIT FOR RAILROAD RADIO COMMUNICATION

#### **Rogilev Vladimir Mikhailovich**

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av. Omsk, 644046, Russia. Cand.Tech. Sci, the senior lecturer of the department «Information transfer systems», OSTU. Phone: (3812) 31-06-94. E-mail: its@omgups.ru

The article presents the result accounts the directional characteristics and parameters of the right-angle corner antennae with the typical sizes, which are provided the radio communication between the subscribers by the many railroad ways above a surface earth with the different conductivities. The method definition of resistance ground system antennae is presented, which is guaranteed the distance transmission, efficiency and defence of lightning discharge.

Keywords: station radio communication, right-angle corner antenna, antenna gain, efficiency, ground resistance, lightning conductor, distance transmission.

#### УДК 621.336.2

#### АДАПТАЦИЯ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ УНИВЕРСАЛЬНОГО ИЗМЕРИТЕЛЬНОГО ТОКОПРИЕМНИКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ СИСТЕМЫ ТОКОСЪЕМА НА ЛИНИИ МОСКВА – САНКТ-ПЕТЕРБУРГ

#### Сидоров Олег Алексеевич

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Электроснабжение желез-

нодорожного транспорта». Тел.: +7-913-667-57-72. E-mail: SidorovOA@omgups.com

#### Смердин Александр Николаевич

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Кандидат технических наук, доцент кафедры «Электроснабжение железнодорожного транспорта», ОмГУПС.

Тел.: +7-904-588-40-48. E-mail: SmerdinAN@omgups.com

136

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

Nº 4(12)

#### Емельянов Михаил Викторович

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Аспирант кафедры «Электроснабжение железнодорожного транспорта», ОмГУПС. Тел.: +7-904-582-86-83. E-mail: michael.emelyanov@omgups.com

В статье рассмотрены основные трудности, возникающие при исследовании процесса взаимодействия токоприемников электроподвижного состава с контактными подвесками, предложен комплексный подход к решению проблем токосъема, заключающийся в использовании универсального измерительного токоприемника и создании с последующим расчетом математических моделей как самого токоприемника в среде Matlab SimMechanics, так и нейросетевой модели контактной сети. Использование математической модели взаимодействия позволяет достаточно точно и адекватно исследовать процессы, реально происходящие с токоприемником и контактной сетью во время движения электроподвижного состава, а также эта модель является универсальным инструментом имитации любых типов токоприемников путем изменения широкого ряда заложенных в нее параметров и характеристик.

Ключевые слова: универсальный измерительный токоприемник, система токосъема, контактное нажатие, математическая модель, искусственная нейронная сеть.

#### ADAPTATION OF THE MATHEMATICAL MODEL OF UNIVERSAL MEASURING PANTOGRAPH FOR RESEARCH CURRENT COLLECTION SYSTEM ON THE MOSCOW - ST. PETERSBURG LINE

#### **Sidorov Oleg Alekseevich**

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. Dr. Tech. Sci., professor, head of the department «Railways power supply». Phone: +7-913-667-57-72. E-mail: SidorovOA@omgups.com

#### **Smerdin Alexander Nikolaevich**

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. Cand. Tech. Sci., the senior lecturer of the department «Railways power supply», OSTU. Phone: +7-904-588-40-48. E-mail: SmerdinAN@omgups.com

#### **Emelyanov Michael Viktorovich**

№ 4(12)

2012

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. Postgraduate student of the department «Railways power supply», OSTU. Phone: +7-904-582-86-83. E-mail: michael.emelyanov@omgups.com

The article describes the main difficulties encountered in the study of the interaction of current collectors with catenary, complex approach to solving the problems of current collection, which consists in the use universal measuring pantograph and then calculating the creation of mathematical models of the collector in the environment Matlab SimMechanics, so and a neural network model of the contact network. Using a mathematical model of the interaction can accurately and adequately investigate the processes real-proiskho dyaschie with pantograph and catenary during movement of electro-ended, and it is a versatile tool for simulating all types of current-receivers by a wide range of changes incorporated into it parameters and characteristics.



Keywords: universal measuring pantograph, the system of current collection, contact pressure, mathematical model, neural network.

УДК 621.332

#### ВЫРАВНИВАНИЕ ЖЕСТКОСТИ КОНТАКТНОЙ ПОДВЕСКИ В ПРОЛЕТАХ АНКЕРНОГО УЧАСТКА

#### Халиков Карим Равильевич

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Инженер кафедры «Электроснабжение железнодорожного транспорта», ОмГУПС. Тел.: (3812) 41-77-38, +7-913-649-96-73.

В статье предложена установка компенсирующих упругих устройств для выравнивания жесткости контактной подвески в пролетах анкерного участка. Разработан новый метод расчета жесткости подвесок с учетом наличия вертикальных упругих элементов, основанный на определении неизвестных реакций связей в струнах. Исследован эффект от установки компенсирующих упругих устройств в пролетах с одной контактной подвеской.

Ключевые слова: контактная подвеска, анкерный участок, жесткость, компенсирующее упругое устройство, вертикальный упругий элемент.

#### EQUALIZATION OF RIGIDITY OF CATENARY IN SPANS OF ANCHOR SPAN

#### **Khalikov Karim Ravilevich**

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. Engineer of the department «Supply of railway transport», OSTU. Phone: (3812) 41-77-38, +7-913-649-96-73.

In article installation of compensating elastic device is proposed for equalization of rigidity of catenary in spans of anchor span. New method of calculation of rigidity of catenaries taking into account vertical elastic elements basing on determination of unknown reactions in overhead contact system droppers is developed. Effect from installation of compensating elastic devices in spans with one catenary is analyzed.

Keywords: catenary, anchor span, rigidity, compensating elastic device, vertical elastic element.

#### УДК 621.313.2

#### ФОРМИРОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОГО МНОЖЕСТВА ДИАГНОСТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ДЛЯ КОНТРОЛЯ ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ КОЛЛЕКТОРНО-ЩЕТОЧНОГО УЗЛА ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ В УСЛОВИЯХ НЕИДЕНТИЧНОСТИ КОММУТАЦИОННЫХ ЦИКЛОВ

#### Харламов Виктор Васильевич

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Доктор технических наук, профессор кафедры «Электрические машины и общая электротехника», декан заочного факультета, ОмГУПС.

Тел.: +7-913-606-82-74.

E-mail: hvv-omgups@mail.ru

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

<u>Nº 4(12)</u>

#### Шкодун Павел Константинович

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Кандидат технических наук, доцент кафедры «Электрические машины и общая электротехника», ОмГУПС. Тел.: +7-913-962-99-09. E-mail: pkshk@mail.ru

#### Афонин Александр Петрович

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Аспирант кафедры «Электрические машины и общая электротехника», ОмГУПС. Тел.: +7-903-927-02-89. E-mail: mainsat@yandex.ru

В статье представлены результаты применения графоаналитического метода для определения эффективного множества диагностических параметров с целью контроля технического состояния коллекторно-щеточного узла ТЭД подвижного состава в условиях неидентичности коммутационных циклов. Сформированы двудольные графы, которые могут быть использованы для выполнения задачи диагностирования после накопления статистической информации. Выбранные диагностические параметры учитывают все основные требования, предъявляемые к множеству эффективных диагностических параметров.

Ключевые слова: тяговый электродвигатель, интенсивность искрения, диагностирование, коллекторно-щеточный узел, граф-модель.

#### THE FORMATION OF AN EFFECTIVE SET OF DIAGNOSTIC PARAMETERS TO CONTROL THE TECHNICAL CONDITION OF THE COLLECTOR-BRUSH ASSEMBLY TRACTION MOTORS ARE NOT IDENTICAL IN TERMS OF OPERATING CYCLES

#### Harlamov Victor Vasilevich

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. Dr. Sci. Tech., professor of the department «Electrical machines and common electrotechnics», dean of the Faculty of an Absentee, OSTU. Phone: +7-913-606-82-74. E-mail: hvv-omgups@mail.ru

#### **Shkodun Pavel Konstantinovich**

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. Cand. Tech. Sci., the senior lecturer of the department «Electrical machines and common electrotechnics», OSTU. Phone: +7-913-962-99-09. E-mail: pkshk@mail.ru

#### **Afonin Aleksander Petrovich**

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. Post-graduate student of the department «Electrical machines and common electrotechnics», OSTU.

Phone: +7-903-927-02-89. E-mail: mainsat@yandex.ru

In article results of the graph-analytical method for determining the effective number of



diagnostic parameters to control the technical condition of the collector-brush assembly TED rolling in a non-identity switching cycles. Formed by bipartite graphs, which can be used to perform the task of diagnosis after the accumulation of statistical information. The selected diagnostic parameters take into account all the basic requirements applicable to a variety of effective diagnostic parameters.

Keywords: the traction electric motor, sparking intensity, the diagnosing, collector-brush assembly, the graph model.

УДК 621.01; 534

#### НЕТРАДИЦИОННЫЕ ПОДХОДЫ К ПОСТРОЕНИЮ МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ МЕХАНИЧЕСКИХ КОЛЕБАТЕЛЬНЫХ СИСТЕМ С РЫЧАЖНЫМИ СВЯЗЯМИ

#### Хоменко Андрей Павлович

Иркутский государственный университет путей сообщения (ИрГУПС). 664074, г. Иркутск, ул. Чернышевского, 15. Доктор технических наук, профессор, ректор, ИрГУПС. Тел.: (3952) 63-83-11

#### Елисеев Сергей Викторович

Иркутский государственный университет путей сообщения (ИрГУПС). 664074, г. Иркутск, ул. Чернышевского, 15. Доктор технических наук, профессор, директор НОЦ СТСАМ, ИрГУПС Тел.: (3952) 59-84-28

Рассматриваются вопросы построения структурных моделей виброзащитных систем с рычажными механизмами или связями. Показано, что системы с твердыми телами могут быть приведены к общему виду, и предложены подходы к учету свойств рычажных механизмов. Вводятся новые понятия о структуре механической колебательной системы.

Ключевые слова: структурные модели механических колебательных систем, рычажные связи, квазипружины, приведенные жесткости.

#### NONTRADITIONAL APPROACHES IN CREATURE OF MATHEMATICAL MODELS OF MECHANICAL OSCILLATION SYSTEMS WITH LEVER TIES

#### **Khomenko Andrey Pavlovich**

Irkutsk State Transport University (ISTU) 15, Chernyshevskogo st., Irkutsk, 664074, Russia. Dr. Sci. Tech., Professor, Rector of ISTU. Tel.: (3952) 63-83-11

#### **Eliseev Sergey Viktorovich**

140

Irkutsk State Transport University 15, Chernyshevskogo st., Irkutsk, 664074, Russia. Dr. Sci. Tech., Professor, Director STSAM ISTU Tel.: (3952) 59-84-28

Questions of creature of structural models of vibroprotection systems with lever mechanisms or ties are considered. Possibilities of reducing of systems with lever ties to generalized type are shown. Approaches to account of particularities of lever ties are offered. Some new notions about structure of mechanical oscillation systems are introduced.

Keywords: structural models of mechanical oscillation systems, lever ties, kwazisprings, generalized stiffness.



УДК 621.336

#### РЕГУЛИРОВАНИЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКОЙ ПОДЪЕМНОЙ СИЛЫ ТОКОПРИЕМНИКА В ПРОЦЕССЕ ЕГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ С КОНТАКТНОЙ ПОДВЕСКОЙ

#### Чепурко Алексей Евгеньевич

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Аспирант кафедры «Электроснабжение железнодорожного транспорта», ОмГУПС. Тел.: +7-951-413-44-35. E-mail: Alexey.Chep@inbox.ru

В статье приведен алгоритм нахождения рациональной аэродинамической подъемной силы токоприемника. Построены зависимости необходимого уровня компенсации от рабочей высоты. Предложено аэродинамическое устройство в виде плоского экрана, позволяющее получить заданные аэродинамические подъемные силы.

Ключевые слова: рациональная аэродинамическая характеристика, аэродинамическое устройство, аэродинамическая подъемная сила.

#### REGULATION AERODYNAMIC LIFT PANTOGRAPH DURING HIS INTERACTIONWITH THE CATENARY

#### **Chepurko Alexey Evgenyevich**

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. The post-graduate student of the department «Power supply of Railroad Transport», OSTU. Phone: +7-951-413-44-35. E-mail: Alexey.Chep@inbox.ru

The algorithm of finding of rational aerodynamic carrying power of a current collector is given in article. Dependences of necessary level of compensation on working height are constructed. The aerodynamic device in the form of the flat screen, allowing to receive the set aerodynamic carrying powers is offered.

Keywords: rational aerodynamic characteristic, aerodynamic device, aerodynamic carrying power.

#### УДК 621.313

#### ВЛИЯНИЕ ТОЛЩИНЫ БАНДАЖА КОЛЕСНОЙ ПАРЫ НА РАСХОД ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ НАГРУЗОЧНЫХ РЕЖИМАХ РАБОТЫ ЭЛЕКТРОВОЗОВ ПОСТОЯННОГО ТОКА

#### Бугай Юрий Михайлович

Ремонтное локомотивное депо Белово ОАО «РЖД». 652600, Кемеровская область, г. Белово, ул. Деповская, 1. Инженер по подготовке кадров первой категории. Тел.: (38452) 2-68-10, +7-904-967-18-35. E-mail: bugayym@mail.ru

Ожидаемое увеличение объемов перевозок и увеличение интенсивности движения потребуют серьезного пересмотра технологической культуры ремонта и эксплуатации тягового подвижного состава. Потери электроэнергии в пусковом реостате электровоза со-



ставляют значительный процент от общего уровня расхода электроэнергии. Общий уровень потерь зависит также от массы, объема и толщины бандажа колесной пары.

Ключевые слова: энергоэффективность, расход электроэнергии, толщина бандажа колесной пары, пусковой реостат, сопротивление движению поезда, масса поезда, пусковой ток, тяговые характеристики электровоза, режим ведения поезда, токовые характеристики электровоза.

#### THE INFLUENCE OF THE THICKNESS OF THE SHELL IN THE FLOW OF THE ELECTRIC POWER OF ELECTRIC LOCOMOTIVES DC AT VARIOUS MODES OF OPERATION

#### **Bugay Yuriy Mihailovich**

Maintenance locomotive depot Belovo of JSC «Russian Railways». 1, Depovskaya st., Kemerovo region, Belovo, 652600, Russia. Engineer in training of the 1st category. Тел.: (38452) 2-68-10, +7-904-967-18-35. E-mail: bugayym@mail.ru

The expected increase in transportation volumes and the increase of traffic intensity will require serious revision of the technological culture of repairs and maintenance of traction rolling stock. Losses of the electric power in the starting rheostat locomotive account for a large percentage of the overall level of consumption of the electric power. Also the General level of losses depends on the weight, volume and thickness of the shell of wheel pair.

Keywords: energy efficiency, power consumption, shell thickness of wheel pair, starting rheostat, resistance movement of the train, weight of the train, lift off current, characteristics of electric locomotive traction, mode of trains, current characteristics of electric locomotive.

#### УДК 621.331

#### ВНЕДРЕНИЕ ЕДИНОЙ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СИСТЕМЫ МОНИТОРИНГА И УЧЕТА ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ НА ФИДЕРАХ КОНТАКТНОЙ СЕТИ И ЭПС – ПЕРВЫЙ ШАГ К СОЗДАНИЮ «ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОЙ» СЕТИ ТЯГОВОГО ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ

#### Король Юрий Николаевич

Московский государственный университет путей сообщения (МИИТ). 127994, г. Москва, ул. Образцова, д 9, стр. 9. Тел.: (495) 681-13-40.

#### Чернов Юрий Антонович

Московский государственный университет путей сообщения (МИИТ). 127994, г. Москва, ул. Образцова, д 9, стр. 9. Доктор технических наук, профессор, МИИТ. Тел.: (495) 681-13-40.

В статье изложено видение авторов на развитие автоматизированных систем учета электрической энергии ОАО «РЖД» с целью энергосбережения и повышения энергетической эффективности использования электроэнергии на тягу поездов, использование существующего функционала системы. Приведены основные тренды развития автоматизированных систем учета электроэнергии.

Ключевые слова: автоматизированная система учета электроэнергии, тяга поездов, энергосбережение.



ИЗВЕСТИЯ Транссиба

<u>Nº 4(12)</u>

#### IMPLEMENTATION OF THE UNIFIED AUTOMATED SYSTEM AND METERING ON THE FEEDER CONTACT NETWORK AND EPS - THE FIRST STEP TOWARDS «INTELLIGENT» NETWORKS TRACTION POWER SUPPLY

#### **Korol Yury Nikolaevich**

Moscow State University of Transport (MIIT). 9, b. 9, Obraztsova st., Moscow, 127994, Russia. Phone: (495) 681-13-40.

#### **Chernov Yuri Antonovich**

Moscow State University of Transport (MIIT). 9, b. 9, Obraztsova st., Moscow, 127994, Russia. Dr. Sci. Tech., Professor, MIIT. Phone: (495) 681-13-40.

In the article the authors stated their point of view of the development of automated metering system of power of JSC «Russian Railways» for the purpose of energy conservation, rising efficiency of the traction supply and to check existing system functionality. The basic trends of development of automated metering system of power are given in the article.

Keywords: automated accounting system for the electric power, railway traction, energy saving.

УДК 621.311.4: 621.331

#### РАЗРАБОТКА ТЕХНИЧЕСКИХ СРЕДСТВ И МЕТОДИКИ КОНТРОЛЯ СОСТОЯНИЯ ИЗОЛЯТОРОВ КОНТАКТНОЙ СЕТИ ПОСТОЯННОГО ТОКА

#### Кузнецов Андрей Альбертович

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Доктор технических наук, профессор кафедры «Теоретическая электротехника», ОмГУПС.

Тел.: (3812) 31-06-88. E-mail: kuznetsovaa@omgups.ru

#### Кузьменко Антон Юрьевич

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35. Аспирант кафедры «Теоретическая электротехника», ОмГУПС. Тел.: 8-923-672-00-17. E-mail: KuzmenkoAU@omgups.ru

#### Кротенко Евгений Александрович

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса 35. Доцент кафедры «Электроснабжение железнодорожного транспорта», ОмГУПС. E-mail: k66.08@mail.ru

В статье рассмотрены основные виды повреждения изоляторов контактной сети. Представлена математическая модель контактной сети с изолирующими элементами в виде выражений, описывающих длинную линию с распределенными параметрами. Предложены пути реализации методики и технических средств диагностирования изоляторов контактной сети постоянного тока.

Ключевые слова: контактная сеть, постоянный ток, длинная линия, преобразование Лапласа, прямоугольный импульс, форма сигнала, прибор для диагностирования изоляции.


## АННОТАЦИИ

### DEVELOPMENT OF TECHNICAL PRODUCTS AND METHODS OF CONTROL INSULATORS CONTACT SYSTEMS DC

### **Kuznetsov Andrey Albertovich**

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av., Omsk 644046, Russia. Dr. Tech. Sci., professor of the department «Theoretical the electrical engineer», OSTU. Phone: (3812) 31-06-88. E-mail: kuznetsovaa@omgups.ru

### **Kuzmenko Anton Yurievich**

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av., Omsk 644046, Russia. The post-graduate student of the department «Theoretical the electrical engineer», OSTU. Phone: 8-923-672-00-17. E-mail: KuzmenkoAU@omgups.ru

### Krotenko Evgeniy Alexandrovich

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av., Omsk 644046, Russia. Cand. Tech. Sci., the senior lecturer of the department «Power supply of Railroad Transport», OSTU.

E-mail: k66.08@mail.ru

The article describes main types of insulator contact network damage. A mathematical model of contact system with insulating elements in the form of expressions describing the long line with distributed parameters are offered. The ways of methods and technical facilities realization insulators DC contact system diagnosing are presented

Keywords: *DC contact network, long line, Laplace transform, rectangular pulse, waveform, insulation diagnosing device.* 

УДК 62-83 (075.8) : 537.86/87 : 629.423.32

### ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПОТЕНЦИАЛА НЕЙТРАЛЬНОЙ ТОЧКИ НАГРУЗКИ И ТОКОВ УТЕЧКИ В ТЯГОВОМ АСИНХРОННОМ ЭЛЕКТРОПРИВОДЕ ЭЛЕКТРОВОЗА ПОСТОЯННОГО ТОКА

### Пустоветов Михаил Юрьевич

Ростовский государственный университет путей сообщения (РГУПС).

344038, г. Ростов-на-Дону, пл. Ростовского стрелкового полка народного ополчения, 2.

Кандидат технических наук, доцент, Старший научный сотрудник НИИЦа «Криотрансэнерго», РГУПС.

Тел.: (863) 245-37-47. E-mail: mgsn2006@rambler.ru

Использование в современных преобразователях частоты импульсной технологии формирования напряжения на клеммах асинхронного двигателя привело к принципиально иной, по сравнению с питанием от источника синусоидального напряжения, ситуации в отношении количественных уровней электромагнитных помех и токов утечки. В большинстве случаев в качестве тяговых преобразователей на электровозах с асинхронным приводом используется двухуровневый трехфазный автономный инвертор напряжения (АИН) с жесткой коммутацией, выполненный по мостовой схеме. В статье рассматривается механизм формирования потенциала нейтральной точки нагрузки, фазы которой соединены по схеме «звезда», и возникающих, как следствие, токов утечки для случая электровоза постоянного тока на примере промышленного электровоза НПМ2. Результаты компьютерного модели-



ИЗВЕСТИЯ Транссиба

<u>Nº 4(12)</u>

2012

# АННОТАЦИИ

рования, проведенного автором, показали, что специфика подключения АИНа электровозов постоянного тока к контактной сети создает условия, когда амплитуда потенциала нейтральной точки обмотки статора тягового асинхронного двигателя (АД) равна амплитуде напряжения фазы, что способствует возможности протекания значительных токов утечки и ухудшению электромагнитной совместимости. При выборе изоляции подиипников тягового АД следует принимать во внимание значительную величину напряжения вала.

Ключевые слова: электровоз постоянного тока, тяговый асинхронный двигатель, автономный инвертор напряжения, потенциал нейтральной точки нагрузки, ток утечки, электромагнитная совместимость

### THEORETICAL INVESTIGATION OF LOAD NEUTRAL POINT ELECTRIC POTENTIAL AND LEAKAGE CURRENTS IN AN INDUCTION TRACTION DRIVE OF DC-CURRENT ELECTRIC LOCOMOTIVE

### **Pustovetov Michail Yurievich**

Rostov State Transport University (RSTU).

2, Rostovskogo Strelkovogo Polka Narodnogo Opolcheniya sq., Rostov-on-Don, 344038, Russia. Cand.Tech.Sci., associate professor, Senior Researcher in Science-Investigation and Test Center «Cryotransenergo», RSTU.

Phone: (863)245-37-47. E-mail: mgsn2006@rambler.ru

Usage of pulse technique of voltage on induction motor terminals forming in contemporary frequency converters led to principally different situation in quantity levels of electromagnetic interference and leakage currents. More often traction converter type at electric locomotives with induction electric drive is two-level self-commutated voltage inverter with full-bridge topology and hard commutation. In this article mechanism of Y-scheme load neutral point electric potential and leakage currents in case of DC-current locomotive is considered by the example of industrial electric locomotive NPM2. Author's results of computer modeling shows that way of DC-current locomotive self-commutated voltage inverter conjunction to catenary makes specific conditions when neutral point of Y-scheme stator winding of traction induction motor electric potential amplitude is equal to phase voltage amplitude. This fact can lead to considerable values of leakage currents and poor electromagnetic compatibility. It is necessary to take into account considerable value of shaft voltage in case of traction induction motor bearings insulation selection.

Keywords: *DC-current electric locomotive, induction traction motor, self-commutated voltage inverter, load neutral point electric potential, leakage current, electromagnetic compatibility* 

УДК 519.876.5:621.316.97

### МОДЕЛИРОВАНИЕ СРЕДСТВАМИ MATLAB/SIMULINK РАБОТЫ АППАРАТНОГО КОМПЛЕКСА ДЛЯ ПОИСКА МЕСТ ПОВРЕЖДЕНИЯ КАБЕЛЕЙ

### Елизарова Юлия Михайловна

Омский государственный технический университет (ОмГТУ). 644050, г. Омск, пр. Мира, 11. Кандидат технических наук, доцент кафедры «Дизайн и технологии медиаиндустрии», ОмГТУ. Тел.: (3812) 65-33-14.

Гел.: (3812) 65-33-14. E-mail: yuel@yandex.ru

### Слептерева Надежда Константиновна

Омский государственный университет путей сообщения (ОмГУПС). 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35.



## АННОТАЦИИ

Аспирантка кафедры «Системы передачи информации», ОмГУПС. Тел.: (3812) 31-06-94. E-mail: viniwedal@mail.ru

В статье приводится компьютерное моделирование работы аппаратного комплекса для поиска мест повреждения кабелей. Проведен анализ параметров схем устройства. Подтверждена эффективность аппаратуры, реализованной по приведенным схемам, в условиях действия мощных помех электрифицированного на переменном токе железнодорожного транспорта.

Ключевые слова: компьютерное моделирование, повреждение оболочки кабеля, поиск мест повреждения кабеля.

### SIMULATION OF HARDWARE COMPLEX TO SEARCH CABLES FAULT LOCATION ON MEANS MATLAB/SIMULINK

### Elizarova Yulia Michailovna

Omsk State Technical University (OmSTU). 11. Mira av., Omsk, 644050, Russia.

11, Mila av., Ollisk, 044050, Russia.

Cand. Sci. Tech., associate professor of the department «Design and mediaindustrial technologies», OmSTU.

Phone: (3812) 65-33-14. E-mail: yuel@yandex.ru

### Sleptereva Nadezhda Konstantinovna

Omsk State Transport University (OSTU). 35, Marx av., Omsk, 644046, Russia. The post-graduate student of the department «Information transmission system», OSTU. Phone: (3812) 31-06-94. E-mail: viniwedal@mail.ru

The article reveals the problem of computer simulation of the hardware complex to search cables fault location. Also analyzes the parameters of equipment's electronic circuits and confirms the effectiveness of the equipment, realized according to proposed electronic circuits, in conditions of powerful interference on AC electrified railways.

Keywords: computer simulation, cable's sheath fault location, search cables fault location.

ИЗВЕСТИЯ Транссиба

№ 4(12) 2012

#### Уважаемые коллеги!

Редакция научно-технического журнала «Известия Транссиба» приглашает Вас публиковать результаты научных исследований по тематическим направлениям журнала:

- подвижной состав железных дорог;

- транспортная энергетика;

- информационные технологии, автоматика, связь, телекоммуникации;

– путь и искусственные сооружения;

- управление перевозочными процессами и безопасность движения поездов;

- организация производства на транспорте.

Материалы просим высылать ответственному секретарю редакционной коллегии журнала Захаренко Елене Игоревне по электронной почте: izvestia transsiba@mail.ru

### Правила представления рукописей научных статей в научно-технический журнал «Известия Транссиба»

### В редакцию предоставляются:

текст статьи на белой бумаге формата A4 в 2 экз., а также в электронном виде (на любом носителе или по e-mail), имя файла определяется по фамилии первого автора: фамилия.doc;

название статьи, аннотация, ключевые слова, название тематического раздела журнала, в который представляется статья (в отдельном файле – на русском и английском языках);

сведения об авторах в отдельном файле на русском и английском языках (фамилия, имя, отчество, ученая степень и звание, место работы с указанием почтового адреса, должность, контактные телефоны, e-mail для обратной связи);

один экземпляр текста статьи должен быть подписан всеми авторами.

#### Требования к рукописи статьи:

рукопись статьи должна содержать УДК (в левом верхнем углу, обычный, 12 пт), инициалы и фамилию (по центру, 11 пт), название статьи (по центру, прописными буквами, полужирный, 12 пт), аннотацию на русском языке (курсив, по ширине, 10 пт);

текст статьи должен быть набран в редакторе Word, размер страницы: формат A4 (210 × 297 мм); размер полей: 20 мм (все четыре поля), размер и тип шрифта основного текста: Times New Roman, 12 пт;

размеры символов в формулах (Equation): обычный – 12 пт, крупный индекс – 7, мелкий – 5, крупный символ – 15, мелкий – 12 пт;

буквы латинского алфавита набираются курсивом, буквы греческого и русского алфавита, математические символы такие, например, как cos, sin, max, min, – прямым шрифтом;

текст в таблицах, подрисуночные подписи и названия таблиц набираются шрифтом Times New Roman, 10 пт;

межстрочный интервал одинарный, абзацный отступ – 0,75 см;

каждый рисунок дополнительно должен быть представлен в оригинальном файле (формат JPEG или TIFF, разрешение – не ниже 300 пикс/дюйм);

рисунки, выполненные в редакторе Word, должны быть вставлены как объект;

ссылки на литературу в тексте статьи указываются в квадратных скобках, список литературы имеет заголовок *Список литературы* (не более 10 наименований), библиографическое описание источников оформляется по требованиям ГОСТ 7.1-2003.

Рукописи статей, опубликованных ранее или переданных в другие издания, не принимаются.

Число соавторов не должно превышать трех человек. Рекомендуемый объем статьи – не менее пяти и не более 10 страниц. В ином случае вопрос по объему статьи необходимо согласовать с редакцией журнала. Иллюстрации, схемы, таблицы, включаемые в текст статьи, учитываются в общем объеме текста.

Авторы должны избегать повторения одних и тех же данных в таблицах, на графиках и в тексте статьи.

В случае представления двух или более статей одновременно необходимо указывать желательную очередность их публикации.

В случае возвращения статьи автору для устранения замечаний или для ее сокращения датой представления считается день получения редакцией журнала окончательного текста.

Принятые к публикации рукописи статей не возвращаются авторам.

Материалы, оформленные не в соответствии с указанными выше требованиями, не принимаются к публикации и не возвращаются.

По всем вопросам, связанным с подготовкой, представлением и публикацией материалов, необходимо обращаться в редакцию.

Редколлегия оставляет за собой право литературной редакции содержания статьи без согласования с авторами.

### Научное издание

### Научно-технический журнал «Известия Транссиба»

### РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Авилов Валерий Дмитриевич – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Бородин Анатолий Васильевич – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Ведрученко Виктор Родионович – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Горюнов Владимир Николаевич – д.т.н., ОмГТУ (Омск); Гончар Игорь Иванович – д.ф.-м.н., ОмГУПС (Омск); Демин Юрий Васильевич – д.т.н., НГАВТ (Новосибирск); Ермоленко Дмитрий Владимирович – д.т.н., ВНИИЖТ (Москва); Исмаилов Шафигула Калимуллович – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Кандаев Василий Андреевич – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Костюков Владимир Николаевич – д.т.н., НПЦ «Динамика» (Омск); Кузнецов Андрей Альбертович-д.т.н., ОмГУПС (Омск); Лебедев Виталий Матвеевич – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Маслов Геннадий Петрович – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Медведев Владимир Ильич – д.т.н., СГУПС (Новосибирск); Митрохин Валерий Евгеньевич – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Мочалин Сергей Михайлович – д.т.н., СибАДИ (Омск); Нехаев Виктор Алексеевич – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Николаев Виктор Александрович – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Овчаренко Сергей Михайлович – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Рауба Александр Александрович – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Сафронов Эдуард Алексеевич – д.т.н., СибАДИ (Омск); Сидоров Олег Алексеевич – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Сидорова Елена Анатольевна – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Сковородников Евгений Иванович – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Харламов Виктор Васильевич – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Четвергов Виталий Алексеевич – д.т.н., ОмГУПС (Омск); Шпалтаков Владимир Петрович – д.э.н., ОмГУПС (Омск).

Редактор – Майорова Н. А. Компьютерная верстка – Захаренко Е. И.

Научно-технический журнал «Известия Транссиба» зарегистрирован Федеральной службой по надзору в сфере связи, информационных технологий и массовых коммуникаций (Роскомнадзор) 3 июня 2009 г. Свидетельство о регистрации – ПИ № ФС77-36469.

Номер ISSN – 2220-4245.

Подписной индекс в общероссийском каталоге «Роспечать» - 66087.

Журнал включен в Перечень российских рецензируемых научных журналов, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученых степеней доктора и кандидата наук.

Адрес редакции (издательства): 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35; тел.: (3812) 31-05-54; e-mail: izvestia\_transsiba@mail.ru

Подписано в печать 18.12.2012. Тираж 500 экз.

