

---

---

**ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА**

---

---

УДК 621.31:621.33

EDN OVHVJG

**АНАЛИЗ СУЩЕСТВУЮЩИХ ПОДХОДОВ  
И ПРЕДЛАГАЕМЫЙ ПОДХОД К МОДЕЛИРОВАНИЮ  
ТЯГОВОЙ СЕТИ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА. ЧАСТЬ 2****А.Л. Куликов**ORCID: 0000-0003-1092-7136 e-mail: [inventor61@mail.ru](mailto:inventor61@mail.ru)Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева  
*Нижний Новгород, Россия***В.Л. Осокин**ORCID: 0000-0001-8772-4252 e-mail: [osokinvl@mail.ru](mailto:osokinvl@mail.ru)Нижегородский государственный инженерно-экономический университет  
*Княгинино, Нижегородская область, Россия***Д.А. Леваков**ORCID: 0009-0006-5706-7515 e-mail: [dmitriy.levakov@mail.ru](mailto:dmitriy.levakov@mail.ru)Нижегородский государственный инженерно-экономический университет  
*Княгинино, Нижегородская область, Россия*

Предложен подход к математическому моделированию систем тягового электроснабжения (СТЭ), необходимому для анализа режимов их работы. Специфика устройства СТЭ обуславливает невозможность использования ряда подходов, применяемых при составлении моделей трехфазных систем электроснабжения стационарных потребителей электроэнергии. В 1-й части статьи были определены основные требования к моделям СТЭ, изучены существующие подходы к моделированию и сделаны выводы о перспективности использования детализированных моделей и необходимости повышения их адекватности. Во 2-й части статьи предложен усовершенствованный подход к моделированию тяговой сети, и на основе вычислительных экспериментов сделаны выводы о целесообразности его применения.

**Ключевые слова:** адекватность модели; имитационное моделирование; математическая модель тяговой сети; определение мест повреждений; система тягового электроснабжения; расчет установившегося режима.

**Для цитирования:** Куликов А.Л., Осокин В.Л., Леваков Д.А. Анализ существующих подходов и предлагаемый подход к моделированию тяговой сети переменного тока. Часть 2 // Интеллектуальная Электротехника. 2026. № 2. С. 74-99. EDN OVHVJG

## ANALYSIS OF EXISTING AND PROPOSED APPROACHES TO AC TRACTION NETWORK MODELING. PART 2

**A.L. Kulikov**

ORCID: **0000-0003-1092-7136** e-mail: **inventor61@mail.ru**  
Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev  
*Nizhny Novgorod, Russia*

**V.L. Osokin**

ORCID: **0000-0001-8772-4252** e-mail: **osokinvl@mail.ru**  
Nizhny Novgorod State Engineering and Economical University  
*Knyaginino, Nizhny Novgorod region, Russia*

**D.A. Levakov**

ORCID: **0009-0006-5706-7515** e-mail: **dmitriy.levakov@mail.ru**  
Nizhny Novgorod State Engineering and Economical University  
*Knyaginino, Nizhny Novgorod region, Russia*

**Abstract.** The solution to the problems related to the analysis of operating modes in traction power supply systems (TPSS) requires the use of mathematical models of the system under study. The specific construction of the TPSS makes it impossible to use a number of approaches used in the development of models of three-phase power supply systems for stationary consumers of electricity in their modeling. The 1st part of the article defined basic requirements for models of TPSS, analyzed existing approaches to modeling and drew conclusions about the prospects of using detailed models and need to improve their goodness fit. The 2nd part of the article proposes an improved approach to traction network modeling and drawing conclusions on the advisability of its application based on the results of computational experiments.

**Keywords:** goodness fit of the model; simulation modeling; mathematical model of a traction network; fault locating; traction power supply system; steady state calculation.

**For citation:** A.L. Kulikov, V.L. Osokin and D.A. Levakov, “Analysis of existing and proposed approaches to AC traction network modeling. Part 2”, *Smart Electrical Engineering*, no. 2, pp. 74-99, 2026. EDN OVHVJG

### **I. Предлагаемый подход**

#### **к моделированию тяговой сети переменного тока**

В соответствии с полученными выводами, при разработке модели тяговой сети следует взять за основу подход, реализованный при составлении расчетных схем, применяемых при определении места повреждения (ОМП) по методу, представленному в [1]. Вместе с тем, повышение адекватности модели

требует дальнейшего совершенствования подхода к моделированию систем тягового электроснабжения (СТЭ) и устранения ряда недостатков существующих детализированных моделей, наиболее существенными из которых являются:

- эквивалентированное представление контактной сети, в действительности представляющей собой систему со сложной структурой;
- эквивалентированное представление рельсовой сети, не позволяющее учесть наличие соединителей и дроссель-трансформаторов, что приводит к погрешностям при определении токораспределения в рельсах и земле;
- упрощенный учет питающих и отсасывающих линий.

Помимо повышения уровня детализации схемы замещения, для правильного расчета параметров режима короткого замыкания (КЗ) требуется выбор соответствующего математического аппарата. Важность корректного решения этой задачи обусловлена нелинейностью моделируемой системы ввиду наличия тяговой и нетяговой нагрузки, а также зависимости электрических параметров стальных рельсов от тока в них, значение которого не является одинаковым в различных точках тяговой сети из-за шунтирующего влияния балластного слоя и земли [2-6].

Таким образом, повышение точности расчетных значений параметров аварийного режима (ПАР) при различных условиях представляет собой комплексную проблему, для решения которой необходима реализация мер, направленных как на уменьшение погрешности задачи, так и на уменьшение погрешности метода расчета ПАР.

## **II. Моделирование элементов тяговой сети**

Основная идея подхода, положенного в основу методов формирования современных детализированных моделей тяговой сети, состоит в рассмотрении тяговой сети как сложной многопроводной системы [5, 7-10]. В целях наиболее точного воспроизведения структуры моделируемой сети каждый из этих проводников учитывается в схеме замещения отдельной ветвью, совокупность которых образует большое число взаимосвязанных контуров. Поскольку учет взаимных индуктивных связей между всеми этими контурами достаточно сложен и затрудняет анализ схемы с использованием алгоритмов, не зависящих от ее топологии, вместо этих контуров принято рассматривать совокупность однопроводных линий, прямым проводом которой является соответствующий проводник (провод, трос или рельс), а обратным – земля. Указанное преобразование позволяет характеризовать моделируемую систему совокупностью собственных и взаимных активно-индуктивных сопротивлений контуров «проводник – земля». Способы расчета собственных и взаимных сопротивлений контуров «проводник – земля» приведены в [8-10] и основываются на теоретических положениях, изложенных в [11, 12]. Они требуют принятия следующих условий [8, 11]:

- реальная поверхность земли заменяется плоскостью;

- все проводники принимаются расположенными параллельно друг другу и поверхности земли, а высота подвеса проводов и тросов, согласно [4], принимается уменьшенной на 2/3 стрелы провеса;
- учитывается возврат тока всех проводников через землю;
- радиусы поперечных сечений проводников считаются малыми по сравнению с расстояниями между осями проводников.

### Определение параметров проводов и тросов

Полное собственное сопротивление  $Z_{ii}$  контура «проводник – земля», как известно [4, 8, 9], складывается из двух комплексных компонент:

1) внутреннего сопротивления  $Z_{ii,внут.}$ , индуктивная составляющая которого определяется потокоцеплением внутри сечения проводника.

2) внешнего сопротивления  $Z_{ii,внеш.}$ , активная составляющая которого определяется сопротивлением земли как обратного провода, а индуктивная определяется внешним магнитным полем.

Таким образом, для погонного сопротивления контура «проводник – земля» можно записать выражение:

$$Z_{ii} = Z_{ii,внут.} + Z_{ii,внеш.} \quad (1)$$

Внешняя составляющая  $Z_{ii,внеш.}$ , Ом/км, полного сопротивления контура «проводник – земля» для всех типов проводников определяется согласно равенству:

$$Z_{ii,внеш.} = \left( \frac{\omega \cdot \mu_0}{8} + j \cdot \frac{\omega \cdot \mu_0}{2 \cdot \pi} \cdot \ln \frac{1,85}{R \cdot \sqrt{\gamma_3 \cdot \omega \cdot \mu_0}} \right) \cdot 10^3, \quad (2)$$

где  $f$  – частота, Гц;  $\omega$  – угловая частота, рад/с;  $R$  – эквивалентный радиус поперечного сечения провода, для сталеалюминиевых проводов принимаемый равным 0,95 радиуса поперечного сечения провода, м;  $\gamma_3$  – удельная проводимость земли, См/м;  $\mu_0$  – магнитная постоянная, о.е.

Методика определения внутреннего сопротивления  $Z_{ii,внут.}$ , Ом/км, контура «проводник – земля» зависит от материала проводника [8, 9]. Активная  $r_{ii,внут.}$  и реактивная  $x_{ii,внут.}$  составляющие этого сопротивления рассчитываются по формулам, Ом/км:

$$r_{ii,внут.} = r_0 \cdot (0,9 + 0,0063 \cdot f^{0,755}); \quad (3)$$

$$x_{ii,внут.} = 10^{-3} \cdot \left( (0,033 - 0,00107 \cdot f^{0,83}) \cdot S + (1,07 \cdot f^{0,83} - 13,5) \right), \quad (4)$$

где  $r_0$  – погонное сопротивление проводника постоянному току, Ом/км;  $S$  – площадь поперечного сечения проводника, мм<sup>2</sup>.

Расчет активного  $r_{ii,внут.}$  и реактивного  $x_{ii,внут.}$  сопротивлений, Ом/км, сплошных цилиндрических проводов из меди и алюминия производится по (7) и (8), учитывая влияние поверхностного эффекта и обеспечивающим высокую точность при выполнении условия:

$$|q \cdot R| \leq 4, \quad (5)$$

где  $q$  – величина, определяемая по формуле:

$$q = \sqrt{-j \cdot \omega \cdot \gamma_3 \cdot \mu_0}; \quad (6)$$

$$r_{i, \text{внут.}} = r_0 \cdot (1 + 0,0049 \cdot x^4 - 0,000035 \cdot x^7); \quad (7)$$

$$x_{i, \text{внут.}} = r_0 \cdot (0,125 \cdot x^2 - 0,000613 \cdot x^5), \quad (8)$$

где  $x$  – величина, определяемая равенством:

$$x = 0,01 \cdot R \cdot \sqrt{\frac{7896 \cdot f}{r_0 \cdot S}}, \quad (9)$$

где  $R$  – радиус поперечного сечения проводника, см;  $S$  – площадь поперечного сечения проводника, мм<sup>2</sup>.

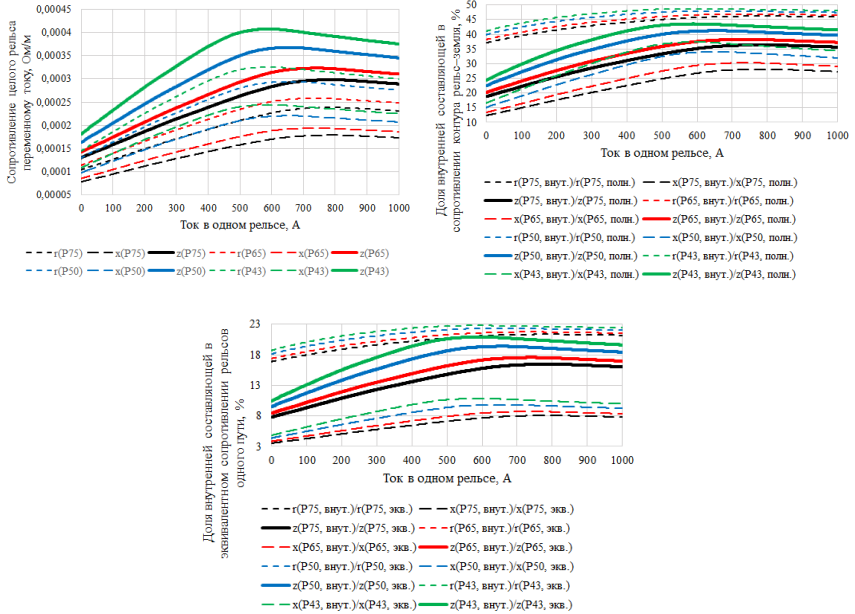
Подставляя в (5) значения проводимости земли  $\gamma_3$ , рекомендованные в [3, 5], и значения радиуса поперечного сечения, характерные для проводов контактной сети и ЛЭП общего назначения, можно убедиться, что условие (5) выполняется практически во всех случаях.

### Определение параметров рельсов

Особую сложность представляет определение собственных сопротивлений стальных проводников, к которым относятся ходовые рельсы и тросы группового заземления опор контактной сети, что обусловлено сильным влиянием поверхностного эффекта на внутреннюю составляющую их сопротивления при протекании переменного тока [3]. Представленные в [13] результаты исследования влияния тока в рельсовой сети на сопротивления рельсов разных марок, на основании которых составлена табл. 1 и построены графики, приведенные на рис. 1, показывают, что сопротивления рельсов изменяются в широких пределах, а их зависимости от тока имеют достаточно сложную форму.

Задача расчета сопротивлений рельсов дополнительно осложняется неравномерностью токораспределения между рельсами и землей ввиду сложности структуры рельсовой сети, имеющей большое количество поперечных соединений между рельсовыми нитями одного пути и рельсами параллельных путей, наличия проводимости между рельсами и землей на всем протяжении тяговой сети и присутствия тяговой нагрузки в различных ее точках [3, 14]. В связи с этим, параметры рельсов не могут быть точно определены при использовании упрощенного подхода к моделированию тяговой сети, поскольку в этом случае требуется принятие допущения о равенстве тока во всех точках рельсовой сети. Разбиение модели на сегменты малой длины позволяет учесть влияние перечисленных факторов на токораспределение в этой части системы, вследствие чего использование приближенных формул, представленных в [8,

10], является нецелесообразным. Для более точного расчета собственных сопротивлений контуров «рельс – земля» следует использовать формулы Циклера и экспериментально определенные зависимости магнитной проницаемости  $\mu$  рельсовой стали от величины напряженности магнитного поля на поверхности рельса (рис. 2) [3].



**Рис. 1. Зависимости сопротивлений рельсов P75, P65, P50 и P43 от тока**  
**Fig. 1. Dependences of impedances of rails P75, P65, P50 and P43 on current**

В соответствии с подходом, изложенным в [3], величина отношения  $k$  внутреннего активного сопротивления стального проводника переменному току к его омическому сопротивлению постоянному току вычисляется по эмпирическим формулам (10). Выбор того или иного выражения для расчета коэффициента  $k$  зависит от значения коэффициента  $\beta$ , зависящего от постоянных параметров проводника (периметра  $P$  и площади  $S$  поперечного сечения и удельного сопротивления  $\rho$  его материала), частоты  $f$  тока в нем и значения относительной магнитной проницаемости  $\mu$  стали, и вычисляемого по (11).

$$k = \begin{cases} 1 + 0,84 \cdot \beta^4, & \text{при } \beta < 1; \\ 0,758 + \sqrt{1,343 \cdot \beta^2 - 0,183}, & \text{при } 1 \leq \beta \leq 3; \\ 0,758 + 1,159 \cdot \beta, & \text{при } \beta > 3. \end{cases} \quad (10)$$

$$\beta = 0,02 \cdot \frac{S}{P} \cdot \sqrt{\frac{f}{\rho}} \cdot \mu, \quad (11)$$

где  $S$  – площадь поперечного сечения проводника, см<sup>2</sup>;  $P$  – периметр поперечного сечения проводника, см;  $\rho$  – удельное сопротивление стали, Ом·м;  $f$  – частота тока, Гц;  $\mu$  – относительная магнитная проницаемость стали.

**Таблица 1.**  
Значения параметров стальных рельсов при различных значениях тока

**Table 1.**  
Values of parameters of steel rails at different current values

Параметры рельсовой сети	Марка рель- сов	Ток в одном рельсе, А			
		0	250	500	750
Удельное сопротивле- ние одного рельса без учета стыков, Ом/км	P75	0,104+j0,078	0,161+j0,12	0,21+j0,158	0,238+j0,179
	P65	0,114+j0,086	0,178+j0,134	0,235+j0,176	0,259+j0,194
	P50	0,13+j0,098	0,212+j0,159	0,28+j0,21	0,29+j0,218
	P43	0,145+j0,109	0,244+j0,183	0,32+j0,24	0,316+j0,237
Удельное сопротивле- ние контура «рельс - земля», Ом/км	P75	0,178+j0,714	0,234+j0,756	0,284+j0,794	0,311+j0,814
	P65	0,187+j0,725	0,252+j0,774	0,308+j0,816	0,332+j0,834
	P50	0,204+j0,745	0,286+j0,807	0,353+j0,857	0,364+j0,865
	P43	0,218+j0,762	j0,318+j0,837	0,393+j0,894	0,39+j0,891
Удельное сопротивле- ние рельсов одного пути, Ом/км	P75	0,114+j0,594	0,142+j0,615	0,167+j0,634	0,18+j0,644
	P65	0,118+j0,6	0,151+j0,624	0,179+j0,645	0,191+j0,654
	P50	0,127+j0,61	0,168+j0,64	0,201+j0,666	0,207+j0,67
	P43	0,134+j0,618	0,184+j0,656	0,221+j0,684	0,22+j0,683

В свою очередь, значение относительной магнитной проницаемости стали не является постоянной величиной, а связано сложной зависимостью с напряженностью магнитного поля на поверхности  $H$  рассматриваемого проводника и определяется по графикам, показанным на рис. 2.

Величина напряженности магнитного поля на поверхности проводника пропорциональна току  $I$  в этом проводнике и рассчитывается по соотношению, А/см [4]:

$$H = \frac{0,4 \cdot \pi \cdot I}{P}. \quad (12)$$

В соответствии с приведенной методикой, процесс расчета собственного сопротивления стального проводника описывается представленной далее последовательностью шести действий.

1. На основании значения тока  $I$  в проводнике по (18) рассчитывается значение напряженности магнитного поля  $H$ .

2. Полученное значение напряженности магнитного поля  $H$  используется для определения значения относительной магнитной проницаемости  $\mu$  стали по зависимостям, представленным на рис. 11.

3. С использованием определенного ранее значения магнитной проницаемости  $\mu$  и известных значений параметров проводника по (11) рассчитывается коэффициент  $\beta$ .

4. Исходя из значения коэффициента  $\beta$ , выбирается одна из формул (10) для расчета коэффициента  $k$ , характеризующего увеличение активного сопротивления относительно омического сопротивления  $r_0$  при постоянном токе, и рассчитывается активное сопротивление  $r_a$ , Ом/км:

$$r_a = k \cdot r_0. \quad (13)$$

5. Рассчитывается внутреннее реактивное сопротивление  $x_{ii, \text{внут.}}$  проводника, Ом/км:

$$x_{ii, \text{внут.}} = 0,75 \cdot r_a. \quad (14)$$

6. Активное сопротивление рельсов корректируется с учетом наличия стыков путем увеличения его значения на величину  $r_c$ , обычно принимаемую равной 0,024 Ом/км:

$$r'_{ii, \text{внут.}} = r_a + r_c. \quad (15)$$

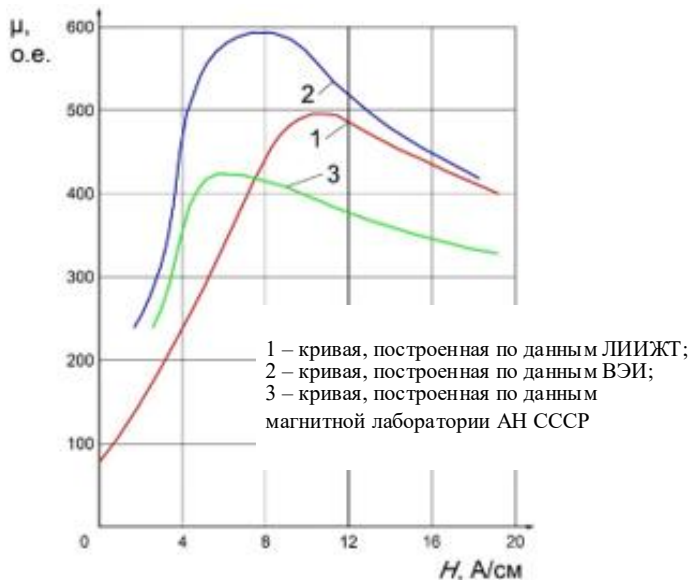
Поскольку значение тока, используемое при расчете по п.1, не является достоверным вследствие отсутствия информации о точном сопротивлении рельсов на этапе определения параметров режима, расчет необходимо выполнять методом последовательных приближений и на каждом шаге решения производить уточнение значений собственных сопротивлений стальных проводников путем повторения указанной последовательности действий.

#### **Определение взаимных сопротивлений между проводниками**

Сопротивление взаимной индукции между двумя контурами «проводник – земля» рассчитывается по формуле, Ом/км [8, 9]:

$$z_{ij} = \left( \frac{\omega \cdot \mu_0}{8} + j \cdot \frac{\omega \cdot \mu_0}{2 \cdot \pi} \cdot \ln \frac{1,85}{d_{ij} \cdot \sqrt{\gamma_3 \cdot \omega \cdot \mu_0}} \right) \cdot 10^3, \quad (16)$$

где  $d_{ij}$  – расстояние между осями проводов  $i$  и  $j$ , м.



**Рис. 2. Зависимости относительной магнитной проницаемости рельсовой стали с содержанием углерода около 0,5 % от напряженности магнитного поля на поверхности рельса**

**Fig. 2. Dependences of the relative magnetic permeability of rail steel with a carbon content of about 0,5 % on the magnetic field strength on the rail surface**

Выражение (16) представляет собой упрощенную формулу для расчета взаимного сопротивления между парой проводников  $i$  и  $j$ . Более точная методика расчета сопротивления взаимной индуктивной связи основывается на использовании метода зеркальных отображений и формул Карсона [11] для прямолинейных проводников малого сечения, проложенных параллельно плоской поверхности однородной земли. Вид расчетной формулы, применяемой при реализации этого метода, различен для ближней, дальней и промежуточной зон, а его выбор зависит от взаимного расположения рассматриваемых проводников относительно друг друга и поверхности земли, а также значения удельной проводимости земли. Подробно этот метода расчета изложен в [8, 9].

Значения внешних составляющих собственных сопротивлений и взаимных сопротивлений не являются чисто индуктивными. Они представляют собой комплексные числа с ненулевой действительной частью, значение которой при частоте 50 Гц составляет около 0,049 Ом/км. Наличие этой составляющей объясняется тем, что контуры, собственные и взаимные сопротивления которых рассчитываются по (1)-(16), включают в себя землю в качестве обратного

проводника, активное сопротивление которого учитывается добавлением указанного слагаемого [3].

### Определение параметров тяговых подстанций

Для определения параметров тяговых подстанций воспользуемся теоретическими положениями, изложенными в [15], и выражениями для определения значения сопротивления подстанции, приведенными в [16]. Как известно [15], в режиме холостого хода и нагрузки трансформатор моделируется Т-образной схемой замещения, представленной на рис. 3а. Однако при практических расчетах током холостого хода обычно пренебрегают, в результате чего схема замещения трансформатора приобретает упрощенный вид пассивного двухполюсника, сопротивление которого представляет собой сумму сопротивлений первичной и вторичной обмоток, приведенных к одной ступени напряжения. Упрощенная схема замещения трансформатора показана на рис. 3б.

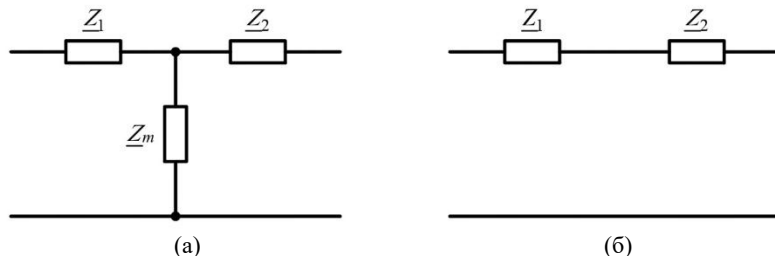


Рис. 3. Т-образная (а) и упрощенная (б) схемы замещения трансформатора:

$Z_1$ ,  $Z_2$  – сопротивления соответственно первичной и вторичной обмоток, приведенные к одной ступени напряжения

Fig. 3. T-shaped and simplified equivalent circuit diagrams of a transformer:

$Z_1$ ,  $Z_2$  – impedances of the primary and secondary windings, respectively, reduced to one voltage step

При двухфазном КЗ сопротивление подстанции  $Z_{ТП}$ , Ом, при моделировании трансформаторов в упрощенном виде определяется согласно (17) и полагается чисто реактивным [16]:

$$Z_{ТП} \approx X_{ТП} = 2 \cdot U_{п}^2 \cdot \left( \frac{1}{S_c} + \frac{(1 \pm \alpha_{зд}) \cdot u_k}{100 \cdot S_T \cdot n_T} \right), \quad (17)$$

где  $U_{п}$  – напряжение на выводах вторичной обмотки трансформатора, кВ;  $S_c$  – мощность КЗ на вводах в ТП, МВ·А;  $S_T$  – номинальная мощность одного трансформатора, МВ·А;  $n_T$  – число параллельно работающих трансформаторов;  $u_k$  – напряжение КЗ трансформаторов, %;  $\alpha_{зд}$  – коэффициент, учитывающий заводской допуск на величину напряжения КЗ.

Мощность КЗ, входящая в (17), может быть рассчитана в соответствии с равенством:

$$S_c = \frac{U_6^2}{X_c}, \quad (18)$$

где  $U_6$  – базовое напряжение системы, кВ;  $X_c$  – реактивное сопротивление системы, Ом.

Параметры ТП в различных режимах работы энергосистемы (минимальном, среднем, максимальном) могут быть определены путем изменения значений мощности КЗ, напряжения на шинах низшего напряжения, заводского допуска на величину напряжения КЗ, а также количества включенных в работу трансформаторов [16]. Расчетное значение напряжения ТП принимается равным  $27,5 \pm 5$  % кВ, что соответствует диапазону 26,2-28,9 кВ.

### Переходное сопротивление в месте КЗ

Моделирование КЗ в тяговой сети целесообразно производить при различных значениях переходного сопротивления  $Z_{\text{п}}$ , представляющем собой сопротивление электрической дуги, перекрытой гирлянды изоляторов, опоры контактной сети, заземляющего спуска, дерева и других составляющих. Согласно [16], при расчетах принимается допущение о чисто активном характере переходного сопротивления, т.е. равенстве его аргумента нулю:

$$Z_{\text{п}} \approx Z_{\text{п}} \cdot e^{j0} = R_{\text{п}}. \quad (19)$$

Величина  $R_{\text{п}}$  зависит от вида КЗ и равна сумме сопротивлений электрической дуги  $R_{\text{д}}$ , сопротивления опоры или ТГЗ или, в случае обрыва контактной сети, переходному сопротивлению  $R_{\text{КС-З}}$  между контактной сетью и землей или рельсошпальной решеткой [16-17].

Сопротивление дуги при пробое или перекрытии гирлянды изоляторов или штыревого изолятора по загрязненной поверхности, что характерно для 70 % всех КЗ, в начальный момент времени после повреждения изолятора, определяется по формуле [17]:

$$R_{\text{д}} = \frac{1050 \cdot l_{\text{д}} \cdot n_{\text{из}} \cdot b}{I_{\text{КЗ}}}, \quad (20)$$

где  $l_{\text{д}}$  – длина пути утечки по поверхности одного изолятора, определяемая по справочным данным в соответствии с типом используемых изоляторов, м;  $n_{\text{из}}$  – количество изоляторов в гирлянде;  $I_{\text{КЗ}}$  – действующее значение тока КЗ в дуге, А;  $b$  – коэффициент, учитывающий возможность развития дуги по наикратчайшему пути в воздухе.

Сопротивление фундаментной части опоры, которая является частью цепи при КЗ на незаземленной опоре зависит от большого количества факторов и может быть рассчитано с использованием номограмм, приведенных в [18], и формулы:

$$R_{\text{оп}} = \frac{\rho}{4 \cdot \pi \cdot l_{\phi}} \cdot A, \quad (21)$$

где  $\rho$  – удельное сопротивление грунта, Ом·м;  $l_{\phi}$  – длина фундаментной части опоры, м;  $A$  – параметр, определяемый с использованием номограмм.

При обрыве проводов контактной сети переходное сопротивление в месте КЗ характеризуется суммой сопротивления дуги и сопротивления растекания тока между контактной сетью и землей. В этом случае в начальный момент времени переходное сопротивление может быть приближенно рассчитано по формуле [17]:

$$R_{\text{КЗ}} = \frac{\rho}{\pi \cdot l} \cdot \ln \frac{2 \cdot l}{d}, \quad (22)$$

где  $\rho$  – удельное сопротивление грунта, Ом·м;  $l$  – длина части провода, лежащей на поверхности земли, м;  $d$  – диаметр провода.

Величина переходного сопротивления при КЗ зависит от множества условий, таких как геофизические свойства грунта, особенности местности и колебания температуры, и вследствие этого имеет широкий диапазон изменения [16, 17]. В связи с этим, моделирование тяговой сети и расчет параметров режима КЗ целесообразно производить при различных значениях переходного сопротивления  $Z_{\text{п}}$ .

### III. Предлагаемая схема замещения тяговой сети

Изложенные выше методы расчета параметров подстанций, проводов и тросов контактной сети и переходного сопротивления в месте повреждения позволяют определить значения собственных и взаимных сопротивлений элементов схемы замещения тяговой сети. Предлагаемый подход к ее составлению основан на указанных выше принципах, согласно которым участок моделируемой сети разделяется на ряд условно однородных сегментов, а различные части тяговой сети представляются в неэквивалентированном виде. Его отличием от подхода, положенного в основу модели, представленной в [19, 20], является более точное соблюдение требования минимального эквивалентирования элементов СТЭ и, следовательно, повышенный уровень детализации модели. Фрагменты схемы замещения однопутного участка, составленной с использованием усовершенствованного подхода к моделированию СТЭ, представлены на рис. 4. Как видно из предложенной схемы замещения, она имеет ряд отличий. Во-первых, это отказ от эквивалентирования контактной сети. Вместо этого, контактная сеть представлена совокупностью параллельно проложенных контактного провода и несущего троса, имеющих поперечные соединения по длине участка посредством эквивалентных сопротивлений соединительных струн. Во-вторых, предлагается отказ от эквивалентирования рельсовой сети. По сравнению с существующей моделью, рельсовая сеть в рамках предложенного подхода моделируется отдельными рельсовыми нитями, каждая из которых соединена с многослойной землей через переходное сопротивление балласта и шпал. Кроме того, при составлении предложенной схемы замещения

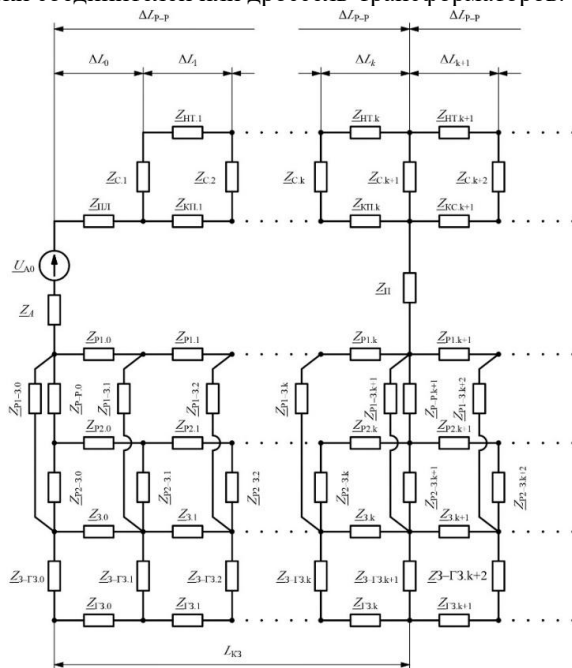
учтено наличие поперечных соединений между рельсовыми нитями. Как видно из рис. 4, сопротивления между рельсами включены в схему согласно реальному расположению междурельсовых соединителей или дроссель-трансформаторов на трассе тяговой сети [14]. В-третьих, предполагается учет в схеме замещения питающих линий, посредством которых выполняется присоединение контактной сети к ТП и ПС. Отсасывающие линии, как известно, представляют собой подъездные пути к ТП, что также учтено при разработке предложенного подхода и составлении схемы на рис. 4 [21].

На рис. 4 обозначены:  $U_{\Delta 0}$ ,  $Z_{\Delta}$  – напряжение холостого хода и сопротивление тяговой подстанции и внешней части системы;  $Z_{НТ}$  – сопротивление несущего троса;  $Z_{КП}$  – сопротивления контактного провода,  $Z_{С}$  – эквивалентные сопротивления струн;  $Z_{ПЛ}$  – сопротивление питающей линии;  $Z_{P1}$ ,  $Z_{P2}$  – сопротивления 1-го и 2-го рельсов,  $Z_3$ ,  $Z_{Г3}$  – сопротивление верхнего и нижнего слоев земли;  $Z_{P-P}$  – сопротивление междурельсового соединителя;  $Z_{P1-3}$ ,  $Z_{P2-3}$  – переходное сопротивление между рельсами и землей;  $Z_{3-Г3}$  – переходное сопротивление между слоями земли.

Интервал разбиения тяговой сети  $\Delta L$  в соответствии с существующим подходом принимается равным расстоянию между соседними опорами контактной сети, обычно составляющему 50-100 м. Также в разработанной модели учитывается отличие длин питающих линий и подъездных путей, находящихся в диапазоне от нескольких десятков до нескольких сотен метров в зависимости от расположения ТП относительно железной дороги, от длины пролета контактной сети [3].

Интервал между соседними междурельсовыми соединителями при отсутствии автоблокировки составляет 300 м, рельсовые сети путей на двух- и многопутных участках соединяются с интервалом 600 м. При наличии автоблокировки рельсовая сеть разбивается на блок-участки изолирующими стыками, в местах расположения которых на линиях постоянного тока устанавливаются дроссель-трансформаторы, средние точки которых соединяются на двух- и многопутных участках. При электрификации по системе однофазного переменного тока для прохождения тяговых токов отводится одна из нитей каждого пути, в этом случае междупутные соединители устанавливаются на границах блок-участков и в горловинах станций [3]. В связи с этим, рельсовая сеть обладает сложной структурой. Этот фактор в совокупности с нелинейностью сопротивления стальных рельсов и утечкой токов через шпалы и балласт обуславливает сложность токораспределения в системе «рельсы – земля», точный учет которого требуется для правильного определения сопротивления рельсов и, следовательно, петли КЗ. Реализация предлагаемого подхода к моделированию тяговой сети позволяет достаточно просто принять во внимание перечисленные особенности рельсовой

сети путем раздельного моделирования рельсовых нитей и добавления дополнительных ветвей, включенных на границах смежных сегментов в местах установки соединителей или дроссель-трансформаторов.



**Рис. 4. Фрагмент предлагаемой схемы замещения однопутного участка тяговой сети**

**Fig. 4. Fragment of the proposed equivalent circuit for a single-track section of the traction network**

В результате внесения указанных изменений в модель тяговой сети повышается ее адекватность за счет точного отражения топологии моделируемой сети, а также упрощается определение параметров элементов схемы замещения, которые при реализации предложенного подхода представляют собой собственные и взаимные сопротивления отдельных проводников; при этом отсутствует необходимость эквивалентирования различных частей тяговой сети с использованием методик, предполагающих введение дополнительных упрощающих допущений и вычисление параметров эквивалентных двухполюсников по приближенным формулам. Таким образом, преимущество разработанной модели по сравнению с существующими является повышенная степень адекватности и, следовательно, более полное со-

ответствие основным требованиям, предъявляемым к моделям, используемым при решении задачи ОМП контактной сети. Эти преимущества разработанной модели обуславливают целесообразность ее использования при анализе влияния различных факторов на значения ПАР, а также при реализации алгоритмов дистанционного ОМП по ПАР в качестве расчетной схемы существующих и разрабатываемых методов.

#### **IV. Математический аппарат, применяемый при моделировании**

Решение исследовательских и практических задач сопряжено с расчетом параметров нормальных и аварийных режимов. В связи с этим, помимо задачи составления модели СТЭ, подход к решению которой изложен выше, также требует решения задачи расчета параметров режима с использованием схемы замещения сети. Как было отмечено выше, эта задача существенно осложняется нелинейностью тяговой сети, обусловленной сложной зависимостью сопротивлений стальных рельсов от тока [3, 8, 9, 21]. В связи с этим, режим в рассматриваемой электрической системе описывается системой нелинейных уравнений (например, контурных, узловых или записанных по законам Кирхгофа). Поскольку для решения систем нелинейных уравнений не могут использоваться прямые методы, расчет параметров режима в тяговой сети требует применения численных методов, таких как метод итерации, метод Зейделя и метод Ньютона [22]. Решение систем нелинейных уравнений численными методами обуславливает внесение остаточной погрешности в результаты расчета.

Большие размерности систем уравнений, записанных для детализированных и сегментированных схем замещения, а также необходимость их решения численными методами приводят к значительной трудоемкости задачи расчета режима в тяговой сети. Это обуславливает целесообразность использования современных средств компьютерного моделирования для решения этой задачи, в связи с чем выбранный математический аппарат должен обеспечивать возможность составления и решения системы уравнений состояния с использованием алгоритма, не зависящего от специфики конкретной схемы замещения [2]. Этому требованию в полной мере отвечает подход, предполагающий запись системы уравнений в матричной форме.

В качестве метода расчета установившегося режима предлагается использование метода узловых потенциалов, система уравнений которого достаточно просто может быть составлена с использованием формализованного подхода. При этом топология моделируемой сети описывается одной матрицей инцидентности или матрицей соединений ветвей в узлах  $[M]$ , элемент  $ij$  которой может принимать следующие значения [23]:

- $M_{ij} = 1$ , если узел  $i$  – начало ветви  $j$ ;
- $M_{ij} = -1$ , если узел  $i$  – конец ветви  $j$ ;

–  $M_{ij} = 0$ , если узел  $i$  не принадлежит ветви  $j$ .

В соответствии с принятым подходом, запишем систему узловых уравнений в матричном виде [13]:

$$[M] \cdot [Z_B]^{-1} \cdot [M]^T \cdot [U_y] = [J] - [M] \cdot [Z_B]^{-1} \cdot [E_B], \quad (23)$$

где  $[M]$  – матрица соединения ветвей в узлах;  $[Z_B]$  – квадратная матрица собственных  $Z_{ji}$  и взаимных  $Z_{ij}$  сопротивлений ветвей, Ом;  $[E_B]$  – вектор ЭДС ветвей, В;  $[J]$  – вектор задающих токов нагрузки, А;  $[U_y]$  – вектор напряжений узлов, В.

Если рассматривается система при отсутствии тяговой и нетяговой нагрузки, то вектор задающих токов  $[J]$  может быть исключен из системы (23). В этом случае (29) преобразуется к упрощенному виду:

$$[M] \cdot [Z_B]^{-1} \cdot [M]^T \cdot [U_y] = -[M] \cdot [Z_B]^{-1} \cdot [E_B]. \quad (24)$$

Уравнения систем (23) и (24) являются нелинейными вследствие наличия зависимостей  $Z_B(L_B)$  и  $J(U_y)$ , и для их решения необходимо применение численных методов. В связи с этим, для решения систем узловых уравнений (23) или (24) предлагается использование метода Зейделя. Основная идея метода Зейделя заключается в использовании значений сопротивлений ветвей  $[Z_B]$ , определенных на предыдущей итерации, и значений узловых напряжений  $[U_y]$ , определенных на текущей и предыдущей итерациях. В соответствии с этим принципом, итерационный процесс метода Зейделя может быть описан выражением:

$$\underline{U}_{y,n}^{(k)} = \underline{\beta}_{y,n}^{(k-1)} + \sum_{i=1}^{n-1} \left( \alpha_{n,i}^{(k-1)} \cdot \underline{U}_{y,i}^{(k)} \right) + \sum_{i=1}^m \left( \alpha_{n,i}^{(k-1)} \cdot \underline{U}_{y,i}^{(k-1)} \right), \quad (25)$$

где  $k$  – номер итерации;  $m, n$  – количество узлов в схеме замещения и номер рассматриваемого узла;  $\underline{U}_{y,i}^{(k)}, \underline{U}_{y,i}^{(k-1)}$  – значения напряжений узлов, полученные соответственно на  $k$ -й и  $(k-1)$ -й итерациях, В;  $\alpha_{n,i}^{(k-1)}, \underline{\beta}_{y,n}^{(k-1)}$  – элементы матриц, полученных путем преобразования исходной системы узловых уравнений к виду, удобному для решения методом Зейделя.

Итерационный процесс, описываемый (25), прерывается при одновременном выполнении условий по допустимой погрешности узловых напряжений и допустимому небалансу токов узлах, что позволяет ограничить остаточную погрешность решения некоторым приемлемым значением. Указанным условиям соответствуют неравенства:

$$\max \left( \left| \left[ \underline{U}_y^{(k)} \right] - \left[ \underline{U}_y^{(k-1)} \right] \right| \right) < \varepsilon_U; \quad (26)$$

$$\max \left( \left| \left[ \underline{J}_y^{(k)} \right] \right| \right) < \varepsilon_J, \quad (27)$$

где  $\varepsilon_U$  – максимальное допустимое значение погрешностей узловых напряжений, В;  $\varepsilon_J$  – максимальное допустимое значение небаланса токов в узлах, А.

Блок-схема алгоритма решения системы нелинейных узловых уравнений методом Зейделя показана на рис. 5.



**Рис. 5. Блок-схема предлагаемого алгоритма расчета параметров установившегося режима в тяговой сети**

**Fig. 5. Block diagram of the proposed algorithm for calculating the steady-state parameters in the traction network**

Таким образом, основу выбранного математического аппарата, используемого для расчета значений параметров нормальных и аварийных установившихся режимов в тяговой сети переменного тока, составляют методы матричного анализа, метод узловых потенциалов и метод Зейделя. В качестве среды для реализации описанного выше алгоритма и осуществления вычислительных экспериментов при проведении дальнейших исследований был выбран программный комплекс *MATLAB*.

#### **V. Исследование зависимостей параметров петли КЗ от удаленности места повреждения и оценка влияния предложенных усовершенствований модели тяговой сети на точность расчетных данных**

Разработанные модели тяговой сети переменного тока и алгоритм для расчета параметров установившегося режима были использованы при проведении имитационных экспериментов, направленных на уточнение зависимостей ПАР и параметров петли КЗ от расстояния до места повреждения при различ-

ных условиях. В ходе исследования моделировался однопутный участок тяговой сети, электрифицированной по системе 25 кВ, с контактной сетью КС-200. Длина моделируемого участка была принята равной 60 пролетам контактной сети или 3900 м. Эксперименты проводились при изменении значения активного переходного сопротивления в месте повреждения в пределах от 0 до 10 Ом с шагом 1 Ом. По результатам экспериментов построены графики зависимостей активной  $R_{ПКЗ}$  и реактивной  $X_{ПКЗ}$  составляющих, модуля  $Z_{ПКЗ}$  и аргумента  $\varphi_{ПКЗ}$  сопротивления петли КЗ, представленные на рис. 6-7. [2].

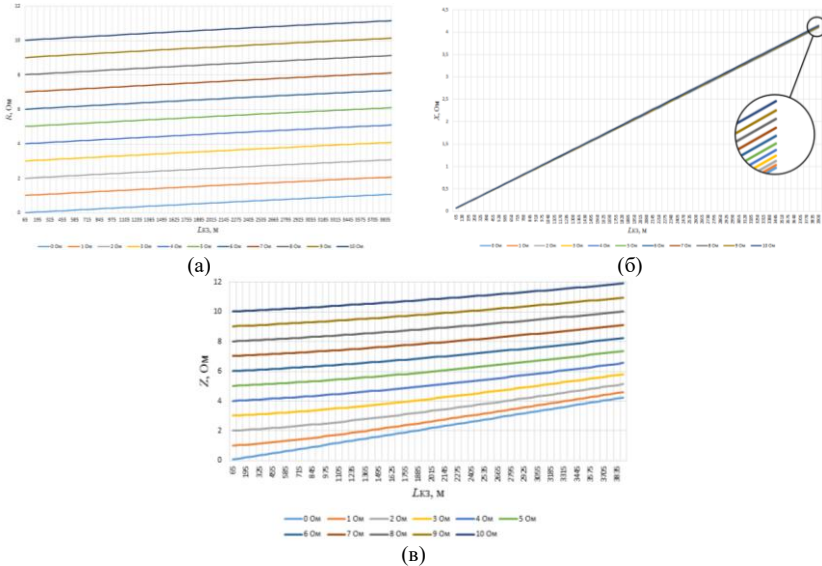


Рис. 6. Зависимости (а) активного сопротивления, (б) реактивного сопротивления, (в) модуля полного сопротивления петли КЗ от расстояния до КЗ

Fig. 6. Dependences of the short-circuit loop (a) resistance, (b) inductance, (v) impedance on the distance to the short-circuit

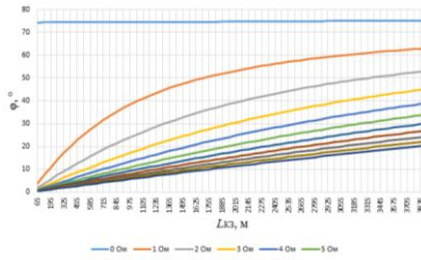
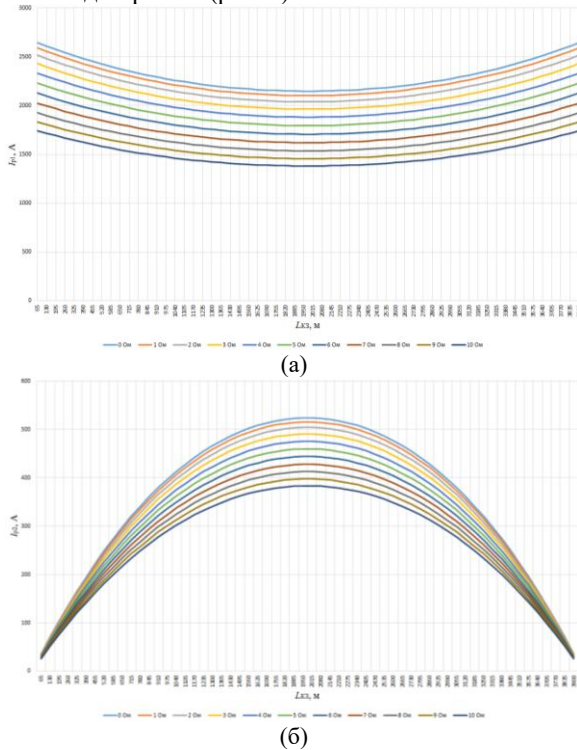


Рис. 7. Зависимости фазового угла от расстояния до КЗ

Fig. 7. Dependences of the phase angle on the distance to the short-circuit

Зависимости на рис. 6-7 свидетельствуют о значительном влиянии переходного сопротивления на значения параметров петли КЗ. Кроме того, результаты проведенных экспериментов показывают, что наличие переходного сопротивления обуславливает нелинейный характер зависимости ряда ПАР, а также вносит разброс в их значения. С использованием модели также было выполнено исследование токораспределения в рельсовой сети при однониточной тяговой цепи. По результатам экспериментов получены зависимости полных значений тока в каждом рельсе (рис. 8).



**Рис. 8. Зависимости тока в рельсе, используемом для прохождения тягового тока, от расстояния до КЗ**

**Fig. 8. Dependences of the current in the rail used to carry the traction current on the distance to the short-circuit**

Графики на рис. 8 указывают на сложность картины токораспределения в рельсовой сети, а также демонстрируют эффективность предложенного подхода к моделированию системы «рельсы – земля», позволяющего учесть этот фактор [2].

С целью оценки влияния решений, предложенных для совершенствования подхода к моделированию тяговой сети, проведены серии имитационных экспериментов с использованием существующей и предложенной (рис. 4) моделей. В рамках данных опытов имитировалось металлическое КЗ в различных точках тяговой сети однопутного участка одностороннего питания. Для оценки эффекта, достигаемого за счет реализации предложенного решения в части совершенствования подхода к моделированию рельсовой сети, результаты были сопоставлены с расчетными значениями тех же параметров, полученных с использованием исходной модели.

Результаты исследования эффекта, оказываемого повышением уровня детализации модели в части раздельного моделирования рельсовой сети на точность расчетных значений параметров режима и петли КЗ, риведены в табл. 2 [21]. Результаты серий имитационных экспериментов, демонстрирующие эффект, оказываемый повышением уровня детализации модели в части моделирования питающего и отсасывающих линий, также приведены в табл. 2.

Для исследования влияния, оказываемого выбором математического аппарата, на точность расчетных значений ПАР, были проведены две серии расчетных экспериментов. В рамках первой серии экспериментов производилось двухэтапное решение линеаризованной системы (24) с пересчетом значений сопротивлений рельсов на основании результатов предварительного расчета и использованием этих значений для итогового расчета. В рамках второй серии экспериментов использовался математический аппарат, в основу которого положено применение метода Зейделя для решения системы узловых уравнений. Результаты расчетов представлены в табл. 2.

Таблица 2.

Результаты имитационных экспериментов с использованием моделей

Table 2.

Results of simulation using models

Расстояние до места КЗ, м	Параметры режима и петли КЗ	Существующая модель	Предложенная модель	Абсолютная погрешность, ед. изм.
<b>Модели с детализированным и эквивалентированным представлением рельсовой сети</b>				
0	$\varphi, ^\circ$	72,129	71,833	0,296
	$R_{КЗ}, \text{Ом}$	0,068	0,069	0,001
	$X_{КЗ}, \text{Ом}$	0,209	0,21	0,001
	$I_{\text{до}}, \text{А}$	$568,338 - j5217,096$	$569,622 - j5215,676$	1,914
	$U_{\text{ин}}, \text{В}$	$-1130,349 + j233,144$	$-1136,808 + j240,273$	9,62
3250	$\varphi, ^\circ$	69,298	63,371	5,927
	$R_{КЗ}, \text{Ом}$	0,868	0,967	0,099
	$X_{КЗ}, \text{Ом}$	2,296	1,928	0,368
	$I_{\text{до}}, \text{А}$	$682,578 - j3641,484$	$804,312 - j3798,94$	199,027
	$U_{\text{ин}}, \text{В}$	$-8951,292 + j1592,147$	$8103,146 + j2122,089$	1000,095

Окончание табл. 2.

Результаты имитационных экспериментов с использованием моделей

Table 2 (end).

Results of simulation using models

6500	$\varphi, ^\circ$	70,245	63,43	6,815
	$R_{КЗ}, \text{Ом}$	1,501	1,903	0,402
	$X_{КЗ}, \text{Ом}$	4,179	3,804	0,375
	$I_{\text{ф}}, \text{А}$	$623,423 - j2859,99$	$793,278 - j2906,975$	386,42
	$\underline{U}_{\text{ш}}, \text{В}$	$-12888,34 + j1607,119$	$-12568,484 + j2512,903$	960,6
	$\underline{U}_{\text{ш}}, \text{В}$	$-12658,523 + j2495$	$-12568,484 + j2512,903$	91,802
<b>Модели с различной степенью детализации питающих и отсасывающих линий</b>				
0	$\varphi, ^\circ$	66,457	71,833	5,376
	$R_{КЗ}, \text{Ом}$	0,054	0,069	0,015
	$X_{КЗ}, \text{Ом}$	0,124	0,21	0,086
	$I_{\text{ф}}, \text{А}$	$573,528 - j5305,172$	$569,622 - j5215,676$	89,581
	$\underline{U}_{\text{ш}}, \text{В}$	$-687,377 + j215,053$	$-1136,808 + j240,273$	450,138
3250	$\varphi, ^\circ$	62,693	63,371	0,678
	$R_{КЗ}, \text{Ом}$	0,978	0,967	0,011
	$X_{КЗ}, \text{Ом}$	1,894	1,928	0,034
	$I_{\text{ф}}, \text{А}$	$517,551 - j3813,509$	$804,312 - j3798,94$	287,131
	$\underline{U}_{\text{ш}}, \text{В}$	$-8023,679 + j2181$	$-8103,146 + j2122,089$	98,922
6500	$\varphi, ^\circ$	63,479	63,43	0,049
	$R_{КЗ}, \text{Ом}$	1,917	1,903	0,014
	$X_{КЗ}, \text{Ом}$	3,842	3,804	0,038
	$I_{\text{ф}}, \text{А}$	$791,162 - j2893,987$	$793,278 - j2906,795$	13,159
	$\underline{U}_{\text{ш}}, \text{В}$	$-12634,483 + j2508,816$	$-12568,484 + j2512,903$	66,125
<b>Модели с использованием существующего и предлагаемого алгоритмов расчета</b>				
0	$\varphi, ^\circ$	71,985	71,833	0,152
	$R_{КЗ}, \text{Ом}$	0,068	0,069	0,001
	$X_{КЗ}, \text{Ом}$	0,211	0,21	0,001
	$I_{\text{ф}}, \text{А}$	$569,025 - j5215,748$	$569,622 - j5215,676$	0,601
	$\underline{U}_{\text{ш}}, \text{В}$	$-1136,75 + j237,25$	$-1136,808 + j240,273$	3,024
3250	$\varphi, ^\circ$	64,287	63,371	0,916
	$R_{КЗ}, \text{Ом}$	0,974	0,967	0,007
	$X_{КЗ}, \text{Ом}$	2,022	1,928	0,094
	$I_{\text{ф}}, \text{А}$	$787,208 - j3751,329$	$804,312 - j3798,94$	50,59
	$\underline{U}_{\text{ш}}, \text{В}$	$-83,49,75 + j2060,375$	$-8103,146 + j2122,089$	254,209
6500	$\varphi, ^\circ$	63,597	63,43	0,167
	$R_{КЗ}, \text{Ом}$	1,916	1,903	0,013
	$X_{КЗ}, \text{Ом}$	3,859	3,804	0,055
	$I_{\text{ф}}, \text{А}$	$787,949 - j2889,493$	$793,278 - j2906,795$	18,276
	$\underline{U}_{\text{ш}}, \text{В}$	$-12658,523 + j2495$	$-12568,484 + j2512,903$	91,802

Результаты серий проведенных имитационных экспериментов, выполненных с использованием существующей и предложенной моделей тяговой сети, а также с применением упрощенного и разработанного алгорит-

мов расчета параметров установившегося режима в тяговой сети, при их сопоставлении показывают, что реализация решений в части повышения степени детализации схемы замещения позволяет значительно повысить адекватность модели, а применение предлагаемого алгоритма расчета отвечает требованию минимизации остаточной погрешности. Совокупность этих факторов указывает на перспективность применения предложенного подхода к моделированию СТЭ и расчету параметров режима.

#### VI. Выводы

Основываясь на выводах по результатам анализа существующих подходов к моделированию тяговой сети, проведенного в первой части статьи [24], во второй ее части был предложен вариант детализированной схемы замещения участка тяговой сети, описаны способы определения значений сопротивлений элементов схемы и расчета ПАР в нелинейной тяговой сети, произведены вычислительные эксперименты с использованием разработанной модели.

Существующие детализированные модели СТЭ обладают рядом существенных недостатков, обусловленных упрощенным представлением ряда частей системы и препятствующих точному определению значений ПАР при проведении вычислительных и имитационных экспериментов. Повышение степени детализации схем замещения тяговой сети является перспективным направлением совершенствования моделей СТЭ в части повышения степени их адекватности.

Предложенный подход к моделированию, основанный на более полной реализации принципов, положенных в основу современных моделей тяговой сети, в совокупности с применением методов расчета параметров установившегося режима, позволяющих точно учитывать характер зависимости сопротивлений рельсов от тока, обладает рядом преимуществ перед существующими способами моделирования, что подтверждается результатами вычислительных экспериментов.

© Куликов А.Л., 2026

© Осокин В.Л., 2026

© Леваков Д.А., 2026

*Поступила в редакцию 23.04.2026*

*Принята к публикации 29.05.2026*

*Received 23.04.2026*

*Accepted 29.05.2026*

#### Библиографический список

- [1] Муратова-Милехина А.С., Быкадоров А.Л., Заруцкая Т.А. Способ определения места короткого замыкания контактной сети электрифицированного транспорта, Пат. 2566458 RU, заявл. 20.02.14; опубли. 27.10.2015. – Бюл. № 30.

- [2] Куликов А.Л., Леваков Д.А. Моделирование контактной сети железнодорожного транспорта для определения мест повреждений // *Электричество*. 2024. № 3. С. 45-58. DOI: 10.24160/0013-5380-2024-3-45-58
- [3] Марквардт К.Г. Электроснабжение электрифицированных железных дорог. М.: Транспорт, 1982. – 528 с.
- [4] Тер-Оганов Э.В., Пышкин А.А. Электроснабжение железных дорог. Екатеринбург: Изд-во УрГУПС, 2014. – 432 с.
- [5] Фигурнов Е.П., Быкадоров А.Л., Жарков Ю.И., Герман Л.А., Субханвердиев К.С. Сопrotивления электротяговой сети однофазного переменного тока железных дорог // *Электричество*. 2021. № 11. С. 35-44. DOI: 10.24160/0013-5380-2021-11-35-44
- [6] Быкадоров А.Л., Заруцкая Т.А., Муратова-Милехина А.С. Анализ взаимного влияния параметров тяговой сети переменного тока на полное сопротивление контура короткого замыкания // *Вестник транспорта Поволжья*. 2013. № 5 (41). С. 5-11.
- [7] Куликов А.Л., Осокин В.Л., Леваков Д.А. Сравнительный анализ и перспективы развития дистанционных методов определения мест повреждения контактной сети. Часть 2 // *Интеллектуальная электротехника*. 2025. № 2. С. 4-33.
- [8] Крюков А.В., Закарюкин В.П., Черепанов А.В., Крюков А.Е., Середкин Д.А., Фесак И.А. Моделирование трехфазных систем тягового электроснабжения железных дорог переменного тока. Екатеринбург: Изд-во УрГУПС. 2023. – 171 с.
- [9] Закарюкин В.П. Крюков А.В. Методы совместного моделирования систем тягового и внешнего электроснабжения железных дорог переменного тока. Иркутск: Изд-во ИрГУПС. 2010. – 160 с.
- [10] Chen Tsai-Hsiang Chen, Rih-Neng Liao. Modeling, simulation, and verification for detailed short-circuit analysis of a 1×25 kV railway traction system // *IET Generation, Transmission & Distribution*. 2016. Vol. 10. Iss. 5. P. 1124–1135.
- [11] Carson, J.R. Wave propagation in overhead wires with ground return // *The Bell System Technical Journal*. 1926. №5 (4). P. 539–554.
- [12] Демирчян К.С., Нейман Л.Р., Коровкин Н.В., Чечурин В.Л. Теоретические основы электротехники: В 3-х т. Учебник для вузов. Том 3. С.-Пб.: Питер, 2003. – 377 с.
- [13] Куликов А.Л., Осокин В.Л., Леваков Д.А. Повышение точности расчетов при определении мест повреждений контактной сети железнодорожного транспорта // XIV Межд. науч.-тех. конф. «Электроэнергетика глазами молодежи», Октябрь 1-4, 2024, Ставрополь, Россия: Северо-Кавказский федеральный университет, 2024. С. 243–246.
- [14] Кириленко А.Г., Пельменева Н.А. Электрические рельсовые цепи. Хабаровск: Изд-во ДВГУСПС. 2006. – 94 с.
- [15] Ванурин В.Н. Электрические машины. С.-Пб.: Лань, 2016. – 304 с.
- [16] Фигурнов Е.П. Релейная защита. М.: ГОУ «Учебно-методический центр по образованию на железнодорожном транспорте», 2009. – 604 с.
- [17] Субханвердиев К.С., Герман Л.А., Заруцкая Т.А. Учет переходного сопротивления в месте повреждения контактной сети по параметрам аварийного режима // *Электричество*. 2024. №11. С. 51–57.

- [18] Косарев А.Б. Основы теории электромагнитной совместимости систем тягового электроснабжения переменного тока. М.: Интекст. 2004. – 272 с.
- [19] Быкадоров А.Л., Заруцкая Т.А., Гаврилов И.В., Муратова-Милехина А.С. Детализация структуры тяговых сетей переменного тока в задачах моделирования и расчета параметров петли короткого замыкания // Электроснабжение и электрооборудование транспорта. 2015. № 4. С. 4-12.
- [20] Быкадоров А.Л., Заруцкая Т.А., Муратова-Милехина А.С. Применение теории распознавания образов при определении места короткого замыкания в тяговых сетях переменного тока // Вестник Ростовского государственного университета путей сообщения. 2021. № 2 (82). С. 119-128. DOI: 10.46973/0201-727X\_2021\_2\_119
- [21] Куликов А.Л., Осокин В.Л., Леваков Д.А. Исследование влияния детализации модели тяговой сети и метода расчета параметров режима на точность расчетных данных // XLVI Межд. науч.-тех. конф. «Кибернетика энергетических систем», Октябрь 19-21, 2024, Новочеркасск, Россия: Южно-Российский государственный политехнический университет (НПИ) им. М.И. Платова, 2024. С. 150-163.
- [22] Демидович Б.П., Марон И.А. Основы вычислительной математики. С.-Пб.: Лань, 2011. – 672 с.
- [23] Демирчян К.С., Нейман Л.Р., Коровкин Н.В., Чечурин В.Л. Теоретические основы электротехники: В 3-х т. Учебник для вузов. Том 1. С.-Пб.: Питер, 2003. – 463 с.
- [24] Куликов А.Л., Осокин В.Л., Леваков Д.А. Анализ существующих подходов и предлагаемый подход к моделированию тяговой сети переменного тока. Часть 1 // Интеллектуальная Электротехника. 2026. №1. С. 78-102.

### References

- [1] A.S. Muratova-Milekhina, A.L. Bykadorov, T.A. Zarutskaya, “Method of determination of short circuit place in catenary system of electrified transport”, Patent RU 2566458, Oct. 27, 2015.
- [2] A.L. Kulikov and D.A. Levakov, “Modeling the railway contact line system for fault location purposes”, *Elektrichestvo*, no. 3, pp. 45-58, 2024. DOI: 10.24160/0013-5380-2024-3-45-58
- [3] K.G. Markvardt, *Elektrosnabzhenie elektrifitsirovannyh zheleznyh dorog [Power supply for electrified railways]*. Moscow: Transport, 1982 (in Russian).
- [4] E.V. Ter-Oganov and A.A. Pyshkin, *Elektrosnabzhenie zheleznyh dorog [Power supply for railways]*. Ekaterinburg: Publishing house UrGUPS, 2014 (in Russian).
- [5] E.P. Figurnov, A.L. Bykadorov, Yu.I. Zharkov, L.A. German and K.S. Subkhanverdiev, “Impedances of a single-phase ac railroad electric traction network”, *Elektrichestvo*, no. 11, pp. 35-44, 2021. DOI: 10.24160/0013-5380-2021-11-35-44
- [6] A.L. Bykadorov, T.A. Zarutskaya and A.S. Muratova-Milekhina, “Interaction between a.c. traction network parameters and short circuit loop impedance”, *Vestnik transporta Povolzhya*, vol. 5, no. 41, pp. 5-11, 2013.
- [7] A.L. Kulikov, V.L. Osokin and D.A. Levakov, “Comparative analysis and prospects for development of distance methods for overhead catenary network fault location. Part 2”, *Smart Electrical Engineering*, no. 2, pp. 4-33, 2025.

- [8] A.V. Kryukov, V.P. Zakaryukin, A.V. Cherepanov, A.E. Kryukov, D.A. Seryodkin and I.A. Fesak, Modeling of three-phase traction power supply systems of AC railways. Ekaterinburg: Publishing house UrGUPS, 2023.
- [9] V.P. Zakaryukin and A.V. Kryukov, *Metody sovmeznogo modelirovaniya sistem tyagovogo i vneshnego elektrosnabzheniya zheleznyh dorog peremennogo toka [Methods for joint modeling of traction and external power supply systems of AC railways]*. Irkutsk: IrGUPS, 2010 (in Russian).
- [10] Tsai-Hsiang Chen and Rih-Neng Liao, “Modeling, simulation, and verification for detailed short-circuit analysis of a 1×25 kV railway traction system”. IET Generation, Transmission & Distribution. 2016. Vol. 10. Iss. 5. P. 1124–1135.
- [11] J.R. Carson, “Wave propagation in overhead wires with ground return”, The Bell System Technical Journal. 1926. №5 (4). P. 539–554.
- [12] K.S. Demirchyan, L.R. Neiman, N.V. Korovkin and V.L. Chechurin, *Teoreticheskie osnovy elektrotehniki [Theoretical foundations of electrical engineering]*. Vol. 3. St. Petersburg: 2003 (in Russian).
- [13] A.L. Kulikov, V.L. Osokin, D.A. Levakov, “Increasing the calculated data accuracy for fault locating in a catenary network of a railway transport”, *Elektroenergetika glazami molodezhi – 2024. Materialy XIV mezhdunarodnoy nauchno-tehnicheskoi konferentsii* [Electric power engineering through the eyes of young people. Materials of XIV international scientific and technical conference], Stavropol, 2024 (in Russian).
- [14] A.G. Kirilenko and N.A. Pelmeneva, *Elektricheskie relsovie tsepi [Electrical track circuits]*, Habarovsk, DVGUPS, 2006.
- [15] V.N. Vanurin, *Elektricheskie mashiny [Electrical machines]*, St. Petersburg: Lan’, 2016.
- [16] E.P. Figurnov, *Releinaya zashchita [Relay protection]*. Moscow: State Educational Institution “Educational and Methodological Center for Education in Railway Transport”, 2009 (in Russian).
- [17] K.S. Subkhanverdiev L.A. German, T.A. Zarutskaya, “Consideration of the transient resistance at the contact system fault location based on the emergency mode parameters”, *Elektrichestvo*, no. 11, pp. 51–57, 2024.
- [18] A.B. Kosarev, “*Osnovy teorii elektromagnitnoi sovmestimosti sistem tyagovogo elektrosnabzheniya peremennogo toka*” [Fundamentals of the theory of electromagnetic compatibility of AC traction power supply systems]. M.: Intekst, 2004 (in Russian).
- [19] A.L. Bykadorov, T.A. Zarutskaya, I.V. Gavrilov and A.S. Muratova-Milekhina, “Detail structures traction ac networks for modeling and dimensioning of short-circuit loop”, *Electronics and electrical equipment of transport*, no. 4, pp. 4-12, 2015.
- [20] A.L. Bykadorov, T.A. Zarutskaya and A.S. Muratova-Milekhina, “Application of pattern recognition theory in determining the location of a short circuits in AC traction networks”, *Vestnik Rostovskogo gosudarstvennogo universiteta putej soobshcheniya*, vol 2, no. 82, pp. 119-128, 2021. DOI: 10.46973/0201-727X\_2021\_2\_119
- [21] A.L. Kulikov, V.L. Osokin and D.A. Levakov, “Research on the influence of the traction network model detailing and the mode parameters calculating method on the accuracy of the calculated data”, in proc. *XLVI Int. sci.-tech. conf. Kibernetika energeticheskikh sistem [Cybernetics of power systems]*, Oct. 19-21, 2024, Novocheerkassk, Russia, pp. 155-163 (in Russian).

- [22] B.P. Demidovich and I.A. Maron, *Osnovy vycheslitel'noi matematiki [Fundamentals of Computational Mathematics]*. St. Petersburg: Lan', 2011 (in Russian).
- [23] K.S. Demirchyan, L.R. Neiman, N.V. Korovkin and V.L. Chechurin, *Teoreticheskie osnovy elektrotehniki [Theoretical foundations of electrical engineering]*. Vol. 1. St. Petersburg: 2003 (in Russian).
- [24] A.L. Kulikov, V.L. Osokin, D.A. Levakov, "Analysis of existing and proposed approaches to AC traction network modeling. Part 1", *Smart Electrical Engineering*, no. 1, pp. 78–102, 2026.

### ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

**Куликов Александр Леонидович**, доктор технических наук, профессор Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева, г. Нижний Новгород, Россия.

**Alexander L. Kulikov**, D. Sci. (Eng.), professor of the Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev, Nizhny Novgorod, Russia.

**Осокин Владимир Леонидович**, доктор технических наук, доцент Нижегородского государственного инженерно-экономического университета, г. Княгинино, Нижегородская обл., Россия.

**Vladimir L. Osokin**, D. Sci. (Eng.), associate professor of the Nizhny Novgorod State Engineering and Economical University, Knyaginino, Nizhny Novgorod region, Russia.

**Леваков Дмитрий Андреевич**, аспирант Нижегородского государственного инженерно-экономического университета, г. Княгинино, Нижегородская обл., Россия.

**Dmitriy A. Levakov**, postgraduate student of the Nizhny Novgorod State Engineering and Economical University, Knyaginino, Nizhny Novgorod region, Russia.