

# РАСЧЕТ УСТАВОК ТОКОВОИМПУЛЬСНОЙ ЗАЩИТЫ ТЯГОВОЙ СЕТИ ЭЛЕКТРОВОЗНОГО ТРАНСПОРТА ГОРНЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ

Е.Ю. Абрамов

Новосибирский государственный технический университет,  
Новосибирск, Россия, e-mail: e.abramov@corp.nstu.ru

**Аннотация:** Для защиты от токов короткого замыкания в тяговой сети горнодобывающих предприятий в настоящее время в основном используют классическую максимальную импульсную защиту. Настройка уставок защиты по результатам аналитического расчета не обеспечивает ее надежного функционирования. Процесс настройки уставки можно осуществить без математического моделирования по характеристикам срабатывания защиты. Выключатель с индуктивным шунтом или дифференциальное реле реагирует на плавное нарастание тока и скачки тока с большой скоростью поразному, что обусловлено их конструкцией. Поэтому может быть два вида настройки уставки защиты: по величине тока (в этом случае имеем максимальную токовую защиту) или по скорости нарастания тока (тогда имеем максимальную импульсную защиту). Если защиту отстроить от тока нагрузки, но токи коротких замыканий в конце фидерной зоны окажутся меньше максимальных рабочих токов, то в этом случае защита максимального тока не сработает, но должна сработать максимальная импульсная защита. Опыт эксплуатации классической токовоимпульсной защиты выявил сложности в выборе уставки, определении зоны действия обеих защит, а также согласовании уставки и селективности работы защиты. В результате исследований, проведенных авторами, предложена методика выбора уставки импульсной защиты, зоны действия с учетом параметров участка тяговой сети и тяговой подстанции по характеристикам срабатывания дифференциального реле типа РДШ или РПТ-46, что позволило значительно повысить надежность функционирования классической токовоимпульсной защиты.

**Ключевые слова:** токовоимпульсная защита, надежность функционирования, ток, короткое замыкание, напряжение, сопротивление, уставка, зона действия.

**Для цитирования:** Абрамов Е. Ю. Расчет уставок токовоимпульсной защиты тяговой сети электровозного транспорта горных предприятий // Горный информационно-аналитический бюллетень. – 2024. – № 12-1. – С. 286–300. DOI:10.25018/0236\_1493\_2024\_121\_0\_286.

## Calculation of setting limits for electric traction network of mining locomotives

E.Yu. Abramov

Novosibirsk State Technical University, Novosibirsk, Russia,  
e-mail: e.abramov@corp.nstu.ru

---

**Abstract:** To protect against short-circuit currents in the traction network of the GDPs, at present, class current-pulse protection (MIZ) is mainly used. Setting the protection settings based on the results of the analytical calculation does not ensure its reliable functioning. In a number of publications, including the authors of this article, it is proposed to correct the results of analytical calculation using mathematical modeling and then additionally with subsequent correction based on the results of monitoring. Mathematical modeling of the traction network, due to the non-standard type of network and related features of the object (described below) is difficult and the model will be individual for each feeder. The process of setting the setpoint can be carried out without mathematical modeling according to the characteristics of the protection operation, using the following. A switch with an inductive shunt or a differential relay reacts to a smooth increase in current and current surges at high speed in different ways, which is due to the design of a high-speed constant current switch with an inductive shunt or a DC relay of the RDSH or RPT-46 type. Thus, there can be two types of setting the protection setpoint: by the current value (in this case we have the maximum current protection (MTZ)) or by the rate of current rise (then we have the maximum pulse protection (MIZ)). If the protection is built from the load current, but the short-circuit currents at the end of the feeder zone will be less than the maximum operating currents, in this case the MTZ protection will not work, but the MIZ should work. The experience of operation of classical current-pulse protection revealed difficulties in selecting the setpoint, determining the range of MTZ and MIZ, as well as coordinating the setpoint and selectivity of protection operation. As a result of the research carried out by the authors, a method for selecting the setpoint of the MIZ, the area of operation, taking into account the parameters of the traction network section and the traction substation according to the characteristics of the operation of a differential relay of the RDSH or RPT-46 type, which significantly increased the reliability of the classical current-pulse protection.

**Key words:** current-pulse protection, reliability of operation, current, short circuit, voltage, resistance, setpoint, operating area.

**For citation:** Abramov E. Yu. Calculation of setting limits for electric traction network of mining locomotives. *MIAB. Mining Inf. Anal. Bull.* 2024;(12-1):286-300. [In Russ]. DOI: 10.25018/0236\_1493\_2024\_121\_0\_286.

---

## Введение

В системе электрической тяги на горнодобывающих предприятиях (ГДП) контактная сеть (КС) электрического транспорта является наиболее слабым звеном, не имеющим резерва. Особенность устройства тяговой сети (ТС) на территории разрезов и особенно в забоях состоит в том, что КС обустраивается в виде легких передвижных конструкций [1].

Режимы работы тяговой сети, при которых величины токов короткого замыкания (КЗ) не превышают величины токов нагрузки или им соответствуют,

выражаются в проявлении аварийной ситуации в конце фидерной зоны или КЗ через электрическую дугу, как это показано в [2, 3]. Наиболее жестко проблема защиты от малых токов КЗ проявляется в тяговых сетях при повреждении изоляции, когда отсутствует соединение опор с рельсами. Тяговые сети ГДП отличаются от магистральных железных дорог расположением их в зоне большого числа технологических объектов, где вероятность повреждаемости достаточно высока. Территория ГДП, на которой уложены железнодорожные пути, доста-

точно ограничена, но на ней расположено большое количество технологических объектов: разрезы, отвалы породы, обогатительные фабрики, станции и тупики, разъезды на однопутных участках, маневровые парки и парки отправления грузов, погрузоразгрузочные пути на обогатительных фабриках, складские тупики, въезды в производственные помещения и другие сооружения.

В настоящее время преобладает тенденция электрификации железнодорожного хозяйства, как менее затратного в общем технологическом процессе ГДП или горно-металлургического предприятия (ГМП) [4]. Тяговая сеть предприятия получает питание от общей распределительной сети трехфазного переменного тока, который на тяговых подстанциях преобразуют к роду тока и уровню напряжения, необходимым для электроподвижного состава конкретного ГДП. В целях обеспечения защиты от перегрузок и аварийных режимов тяговую сеть разделяют на отдельные секции, каждая секция имеет коммутационный аппарат различной конструкции. Линии, отходящие от подстанции (ТП) к контактной сети, называют питающими фидерами, все перечисленные объекты вместе представляют тяговую сеть (ТС). Наличие на территории ГДП или ГМП технологических искусственных сооружений, таких как путепроводы, погрузочные и разгрузочные эстакады, бункеры, лотки, всевозможные стальные конструкции, создает негабаритные места и крутые уклоны железнодорожных путей. В таких местах контактная сеть имеет нестандартную конструкцию [5, 6]. В электрифицированных разрезах контактный провод подвешивают как над осью пути (верхний/центральный токосъем), так и сбоку от него (боковой токосъем), часто в виде простой подвески (без несущего троса) на передвижных опорах [6, 7]. В таких сооружениях вероятность корот-

ких замыканий достаточно велика. При этом ток КЗ может быть меньше тока нагрузки из-за малого сечения КС, состоящей из одного провода МФ-80... $100 \text{ мм}^2$ , а расстояние транспортирования горной массы может быть от 3 до 30 км. Каждая фидерная линия должна быть оборудована защитой от аварийных режимов и перегрузок [7].

В настоящее время существующие системы токовоимпульсной защиты тяговых сетей ГДП не в полной мере соответствуют требованиям современных правил технической эксплуатации (ПТЭ) в части селективности и надежности.

Одной из причин этого является недостаточная селективность системы защиты, когда при коротком замыкании в одной фидерной зоне срабатывают выключатели в соседних зонах, что приводит к необоснованным отключениям и нарушениям движения горного электротранспорта.

Вторая причина — это недостаточная надежность системы защиты. Ложные срабатывания могут возникать из-за внешних помех, что также приводит к нежелательным отключениям.

Для решения этих проблем предлагается методика настройки уставок токовоимпульсной защиты, основанная на принципах индивидуального подхода, в котором использованы следующие параметры и характеристики:

- характеристики срабатывания (для каждой фидерной зоны рассчитываются индивидуальные характеристики срабатывания защиты);
- параметры питающей сети переменного тока: напряжения, частоты, сопротивления линии;
- параметры выключателей: характеристики срабатывания, время срабатывания, ток отключения;
- параметры контактной сети: сопротивление контактной сети, проводимость токосъемных устройств;

- экспериментально полученные параметры: в качестве основы для расчета характеристик срабатывания используются параметры выключателей и реле токовоимпульсной защиты, полученные в ходе экспериментальных испытаний;
- алгоритм настройки уставок: предложен алгоритм настройки уставок защиты, который учитывает индивидуальные характеристики срабатывания каждой фидерной зоны;
- теоретическое обоснование методики: предлагаемая методика построения характеристик срабатывания быстродействующих выключателей, оборудованных индуктивным шунтом, и дифференциальных реле базируется на теоретических исследованиях в области электродинамики и теории цепей;
- математическое моделирование: для повышения точности и эффективности расчета характеристик срабаты-

вания предлагается использование математического моделирования.

Проблема защиты от токов КЗ имеет место в тяговых сетях ГДП при коротких замыканиях, когда в разрывах контактная сеть смонтирована на временных опорах без заземления на рельсы. В этом случае ток КЗ может достигать величины всего в несколько сотен ампер. Ток КЗ зависит от величины сопротивления растеканию основания опор (металлической пластины) и штырей крепления к грунту, а также от напряжения в тяговой сети и сопротивления проводов [8, 9].

В тяговых сетях ГДП до настоящего времени в основном используют защиту линий с помощью быстродействующих выключателей с индуктивным шунтом, при использовании других типов выключателей последовательно устанавливают дифференциальное реле, работа-

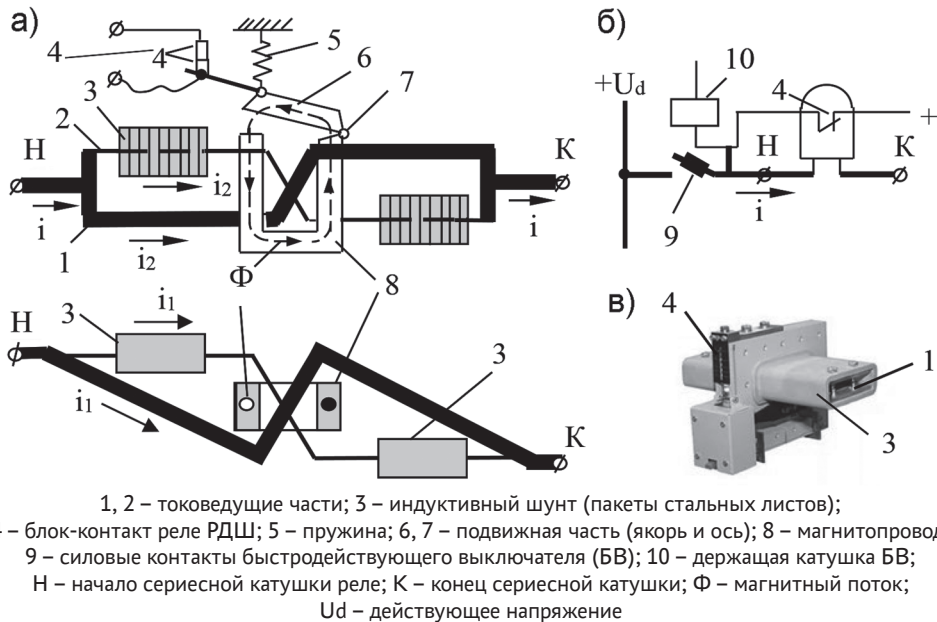


Рис. 1. Устройство, схема включения и внешний вид дифференциального реле РДШ: устройство реле (а); схема включения реле в цепь управления фидерного выключателя (б); конструктивное исполнение реле (в)

Fig. 1. The device, switching circuit and appearance of the RDSH differential relay: relay device (a); diagram of switching the relay into the control circuit of the feeder circuit breaker (b); relay design (v)

ющее аналогично дифференциальному реле РДШ (см. рис. 1). Реле РПТ-46 конструктивно более совершенно, чем реле РДШ.

Уставки защит на основе быстродействующих выключателей с индуктивным шунтом или дифференциальных реле авторы рекомендуют выбирать по следующему алгоритму:

1. составить расчетную схему фидерной зоны;
2. определить тяговую нагрузку;
3. подготовить параметры подстанции и контактной сети;
4. выполнить расчет токов короткого замыкания;
5. выбрать статическую и динамическую уставки защиты;
6. проверить чувствительность защиты;
7. настроить защиту на коммутирующих аппаратах (БВ или РДШ);
8. вести мониторинг срабатывания защит с анализом причин (аварийных ситуаций и перегрузок) в течение времени, достаточного для анализа (1 – 3 месяца);
9. откорректировать уставки, при отсутствии технической возможности рекомендовать инновационные мероприятия, например, заменить тип выключателя или изменить уставку реле цифровых защит.

### Методика исследований

Определение нагрузки и тока короткого замыкания согласно п. 2 алгоритма выполняется с учетом параметров ТП и сети, к которой она подключена [10]. При расчете токов короткого замыкания вблизи ТП и в конце фидерной зоны учитывают реактивные и активные сопротивления сети внешнего электроснабжения  $X_c$  и  $R_c$ , тягового трансформатора  $X_T$  и  $R_T$ , контактной сети и кабелей  $X_{kc}$   $R_{kc}$ , а также сопротивление электрической дуги в месте короткого замыкания. Расчет токов КЗ для переходного режима следует производить с учетом внешней характеристики источника ЭДС, т.е. тяговой подстанции (ТП) [11 – 13]. Для нулевой схемы выпрямителя при КЗ в удаленной точке при ( $I_k < I'_k$ ) ток можно определить по формуле

$$I_k = \frac{2,34 U_{v0} K_v - u_d}{0,955 \left( X_c + \frac{X_T}{N} \right) + 2 \left( R_c + \frac{R_T}{N} + \frac{s R_B}{a} \right) + R_{kc}}, \quad (1)$$

а для трехфазной мостовой схемы

$$I_k = \frac{1,17 U_{v0} K_v - u_d}{0,239 \left( X_c + \frac{X_T}{N} \right) + 0,5 \left( R_c + \frac{R_T}{N} + \frac{s R_B}{a} \right) + R_{kc}}, \quad (2)$$

где  $U_{v0}$  – фазное напряжение вторичной обмотки тягового трансформатора;  $u_d$  – падение напряжения в электрической дуге;  $N$  – количество трансформаторов;  $K_v$  – коэффициент регулирования, равный 1,05, а у регулируемых преобразователей – 1,4;  $s$  – количество последовательных и  $a$  – параллельных полупроводниковых приборов (СПП) в фазе выпрямителя;  $R_B$  – внутреннее сопротивление одного СПП.

Соотношения (1) и (2) для определения тока КЗ в контактной сети справедливы для линейной части внешней характеристики (ВАХ), когда ток КЗ меньше критического  $I_k < I'_k$ , а значит, внешняя характеристика нелинейна. Для определения

токов уставок защит напряжение  $U_{v0}$  принимают минимальным, с коэффициентом регулирования  $p = -1,05$ , а коэффициенты  $K_v = 0,95$  и  $N = 1$ . Линейность внешней характеристики ТП зависит от величины индуктивности вторичной обмотки преобразовательного трансформатора. Точка перехода линейной части ВАХ на нелинейную наступает при токе КЗ, соответствующем выражению

$$I'_k = 0,9 \frac{U_{v0} K_v}{\sqrt{\left(X_c + \frac{X_T}{N}\right)^2 + \left(R_c + \frac{R_T}{N} + \frac{sR_B}{a}\right)^2}} \quad (3)$$

Ток короткого замыкания в установившемся режиме можно найти совместным решением соотношения (3) с уравнением

$$U_d = I_k R_{KC} + u_d \quad (4)$$

и можно определить ток КЗ на шинах или в ближней точке КС (100 – 500 м) от ТП, где ( $I_k > I'_k$ ) для нулевой схемы выпрямления определим как

$$I_k = \frac{1,01 U_{v0} K_v}{\sqrt{\left(\frac{3}{8} \left(R_c + \frac{R_T}{N} + \frac{sR_B}{a}\right) + R_{kc}\right)^2 + \left(\frac{3}{8} \left(X_c + \frac{X_T}{N}\right)\right)^2}} \quad (5)$$

а для трехфазной мостовой схемы

$$I_k = \frac{2,02 U_{v0} K_v}{\sqrt{\left(\frac{3}{2} \left(R_c + \frac{R_T}{N} + \frac{sR_B}{a}\right) + R_{kc}\right)^2 + \left(\frac{3}{2} \left(X_c + \frac{X_T}{N}\right)\right)^2}} \quad (5a)$$

При вычислениях максимального тока КЗ величину  $U_{v0}$  следует брать на 5% больше номинальной. Значения  $X_T, R_T$  определяют по паспорту преобразовательного трансформатора;  $X_c, R_c$  – параметры системы внешнего электроснабжения в (1), (2), (5) и (5а), приводят к напряжению вентильной обмотки тягового трансформатора как

$$X_c = (X'_c + X_{пт}) \frac{3U_{v0}^2}{U_1^2}, \quad R_c = (R'_c + R_{пт}) \frac{3U_{v0}^2}{U_1^2} \quad (6)$$

Таблица 1

**Значения токов КЗ для наиболее распространенных мощностей подстанций**  
*Values of short-circuit currents for the most common substation capacities*

№ п.п.	Тип тяговой подстанции	Мощность КЗ на шинах ТП, МВА	Мощность преобразовательного трансформатора, кВА	Ток короткого замыкания, кА	
				на шинах тяговой подстанции	в удаленной точке тяговой сети
1	одноагрегатная	150	10 400	21,2	4,5 – 6,0
2	двухагрегатная	300	2 × 10 400	40,0	5,2 – 7,0
3	одноагрегатная	100	5400	15,0	2,0 – 4,0
4	двухагрегатная	100	1330	10,0	1,5 – 2,0

Сопrotивление контактной сети  $R_{кc}$  при расчете тока КЗ на шинах подстанции принимают по фактическому сечению и длине кабеля фидера и отсоса, неучет этих сопротивлений дает значительную погрешность [14, 15].

Ударный ток КЗ за время переходного процесса для выпрямителя равен

$$i_{dky} = K_{yn} I_k, \quad (7)$$

здесь  $K_{yn}$  — коэффициент термической стойкости силовых полупроводниковых приборов (СПП) по паспорту изготовителя [16].

Ориентировочно значения токов КЗ в различных точках системы электропитания тяговой сети ГДП для наиболее распространенных мощностей преобразователей и ТП приведены в табл. 1.

В системах электроснабжения, питающихся от распределительных сетей напряжением 6–10 кВ, короткое замыкание на стороне выпрямленного тока (т.е. за преобразователем) является удаленным, поэтому коэффициент затухания переходного процесса в системе внешнего электроснабжения [17] принимают равным единице. В этом случае не учитывают параметры системы внешнего электроснабжения  $X_c$  и  $R_c$  либо учитывают их приближенно через обобщенные расчетные параметры: мощность  $S_k$  или ток  $I_k$  КЗ на шинах 6–10 кВ тяговой подстанции [12].

Сопrotивление системы внешнего электроснабжения выражают в относительных единицах

$$u_c = S_m / 100 S_k \%, \quad (8)$$

где  $S_m$  — номинальная мощность преобразовательного трансформатора; если мощность КЗ неизвестна, то принимают  $u_{c*} = 0,5 u_{km*}$ , (половина напряжения короткого замыкания тягового трансформатора), при этом переход линейной части внешней характеристики в нелинейную происходит при токе КЗ, равном

шести и более значениям тока КЗ, т.е.  $I_k \geq 6 I_{дн}$ . Максимальное значение тока КЗ, например, для нулевой схемы можно определить по формуле

$$I_{dk} = 110 \frac{I_{дн}}{u_{c*} + u_{km*}}, \quad (9)$$

а в удаленной точке тяговой сети

$$I_{dky} = \frac{1,05 U_{d0}}{R_{эkv} + R_n + R_{кc} + R_m}, \quad (10)$$

где  $R_n, R_{кc}, R_t$  — соответственно сопротивления питающих и отсасывающих проводов, контактной сети и фазы преобразовательного трансформатора;  $R_{эkv}$  — эквивалентное сопротивление подстанции, приближенно равно  $R_{эkv} = 1,05 U_{d0} / I_{dk}$ , здесь  $I_{dk}$  определяют по (9). Это упрощенный аналитический расчет, его можно использовать для коротких фидерных зон или в предварительных расчетах, он дает погрешность порядка 15–20% по отношению к расчету по формулам (1) — (7).

Расход электроэнергии на тягу  $A_t$  за определенный период усреднения  $t$  (месяц, год) может быть получен из системы автоматического учета или ежемесячных отчетов дистанции электроснабжения [18, 19]. Максимальный ток линии при наличии электросчетчика на каждом фидере можно определить по

$$I_{mn} = 1 + \frac{K_{мп} - 1}{\sqrt{n_0}} \cdot \frac{A_t}{24 U_{cp} T_t}, \quad (11)$$

где  $U_{cp}$  — среднее напряжение на шинах подстанции В;  $T_t$  — время усреднения, за которое взято  $A_t$  (характерные сутки месяца);  $K_{мп}$  — коэффициент максимума поездного тока определяют с учетом мощности двигателей электровоза и думпбаров как

$$K_{мп} = \sum_1^N P_{чм} / U_{cp} I_0,$$

где  $N$  — количество двигателей электровоза и моторных думпбаров;  $P_{чм}$  — ча-

совая мощность тягового двигателя, кВт;  $N$  – количество двигателей на вертушке (электровоз и думпкары);  $n_0$  – число поездов на линии;  $K_3$  – коэффициент эффективности поездного тока по [13, 14], при отсутствии электросчетчиков ток поезда можно определить по удельному расходу энергии на тягу по показанию счетчика ТП и объему перевозок за расчетный период (отдельно летние и зимние месяцы) [15], тогда максимальный ток линии равен

$$I_{мл} = \frac{A_{уд} G m V_3 n}{U_c} \cdot 1 + \frac{K_{mn} - 1}{\sqrt{n_0}}, \quad (12)$$

где  $A_{уд}$  – удельный расход энергии на тягу, Вт·ч/т·км, определяется экспериментально для каждого ГДП;  $G$  – среднее значение суммарного веса моторных

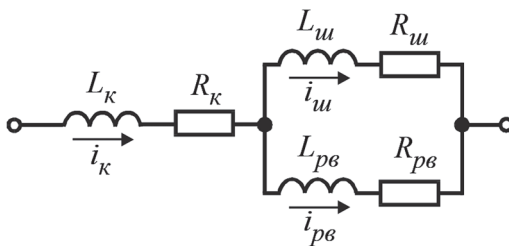
думпкаров и электровоза в вертушке, т;  $m$  – количество моторных единиц (стандартно в вертушке 3 шт);  $V_3$  – эксплуатационная скорость, км/ч;  $U_c$  – среднее напряжение в тяговой сети, В (по ПТЭ).

Ток трогания поезда с учетом параметров вертушки

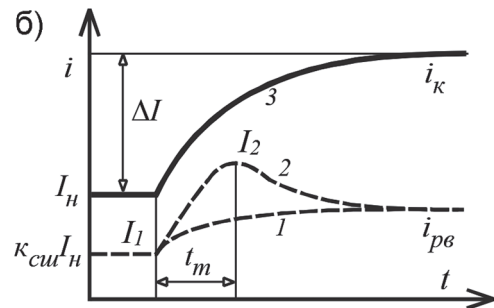
$$I_{mp} = (1,4 \div 1,6) \cdot \frac{P_{чм} \cdot n_{пар} \cdot 10^3}{n_\delta U_\delta \eta}, \quad (13)$$

где  $n_{пар}$  – количество пар электродвигателей в конце режима пуска (параллельное соединение);  $n_\delta$  – полное количество электродвигателей в электровозе и моторных думпкарах;  $U_\delta$  – номинальное напряжение на коллекторе электродвигателя, В;  $\eta$  – коэффициент полезного действия двигателя по паспорту изготовителя электроподвижного состава [16, 17].

а)



б)



1 – в штатном режиме, 2 – скачок при КЗ, 3 – теоретическая функция

$I_n$  – начальный ток нагрузки на линии;

$k_{сш} I_n$  – доля тока нагрузки с учетом влияния индуктивного шунта;

$I_1, I_2$  – токи на начальном и конечном этапе переходного процесса;

$t_m$  – время переходного процесса;  $\Delta I$  – приращение тока (скачок);

$i_k$  – изменение тока в цепи при коротком замыкании;

$i_{рв}$  – ток переходного процесса в размагничивающем витке;

$R_k, L_k$  – активное и индуктивное сопротивления тяговой сети;

$R_{ш}, L_{ш}$  – активное и индуктивное сопротивления индуктивного шунта;

$R_{рв}, L_{рв}$  – активное и индуктивное сопротивления размагничивающего витка;

$i_{ш}, i_{рв}$  – токи в индуктивном шунте и размагничивающем витке

Рис. 2. Схема замещения тяговой сети и выключателя с индуктивным шунтом и иллюстрация переходного процесса в тяговой сети: электрическая схема цепи (а); графики и параметры переходного процесса изменения тока (б)

Fig. 2. The equivalent circuit of a traction network and a switch with an inductive shunt and an illustration of the transient process in a traction network: electrical circuit diagram (a); graphs and parameters of the transient current change (b)



Уставку защиты выбирают по значению тока КЗ, определенному по (1) или (2), с учетом тока нагрузки фидера, определенного по (11) или (12) из условия [2]

$$I_{н.макс} + \Delta_1 \leq I_y \leq I_{кз.мин} - \Delta_2, \quad (14)$$

где  $I_{н.макс}$  – ток, не вызывающий срабатывания защиты при нагрузке с некоторым запасом  $\Delta_1 = 100$  А;  $I_{кз.мин}$  – ток КЗ, вызывающий срабатывания защиты с некоторым запасом  $\Delta_2 = 300$  А. Этим условием пользуются для настройки максимальных токовых защит (МТЗ).

На практике часто имеет место ситуация, когда в конце зоны питания  $I_{н.макс} \geq I_{кз.мин}$ , и условие (14) выполнить невозможно, поэтому быстродействующий выключатель или дифференциальное реле тока оборудованы индуктивным шунтом (см. рис. 1). Для анализа работы индуктивного шунта составлена схема замещения цепи питания участка тяговой сети, где ТС представлена параметрами  $R_k, L_k$  или реле РДШ (рис. 2), размагничивающего виток выключателя или реле. Активное сопротивление и индуктивность размагничивающего витка обозначены как  $R_{рв}$  и  $L_{рв}$ , соответственно. Активное сопротивление и индук-

тивность индуктивного шунта обозначены как  $R_{ш}, L_{ш}$  соответственно.

Электрическая цепь (см. рис. 2) на время  $t_m$  может быть описана дифференциальным уравнением

$$i_k = i_{рв} + i_{ш}, \quad i_{рв} R_{рв} + L_{рв} (di_{рв}/dt) = i_{ш} R_{ш} + L_{ш} (di_{ш}/dt). \quad (15)$$

Для активно-индуктивной цепи при экспоненциальном законе изменения тока КЗ  $i_k$  уравнение (15) решают для приращения  $\Delta I = I_2 - I_1$  как

$$i_1(t) = (I_2 - I_1) \cdot \left( 1 - e^{-\frac{t}{T_1}} \right) \quad (16)$$

После многочисленных преобразований и подстановок параметров выключателя или реле получено выражение характеристики срабатывания для постоянной времени цепи тока  $T_1 = L/R = const$ , т.е.

$$\Delta I'_{cp} = \frac{i_{py}}{C} - \frac{I'_{0cp}}{BC}, \quad (17)$$

здесь  $\Delta I'_{cp}$  – скачок тока, который вызывает срабатывание при токе начальной нагрузки  $I'_{0cp}$ , а коэффициенты  $B$  и  $C$  характеризуют параметры выключателя или реле [15, 16, 20]. Уравнение (17)

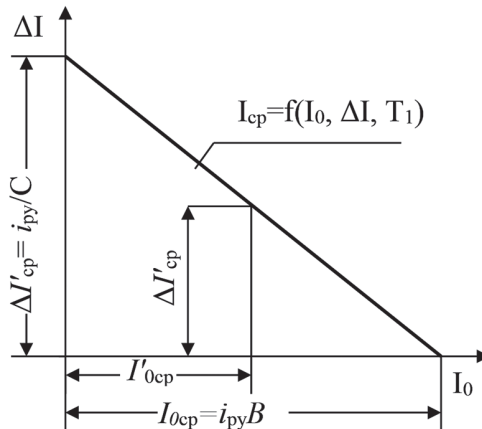


Рис. 3. Характеристика срабатывания токово-импульсной защиты

Fig. 3. Response characteristics of current-pulse protection

суть прямая линия в отрезках (рис. 3) и представляет собой характеристику срабатывания токовоимпульсной защиты.

Если  $I'_{0cp} = 0$  имеем  $\Delta I'_{cp} = \Delta I_{cp} = i_{py}/C$ , при  $\Delta I'_{cp} = 0$  получим  $I'_{0cp} = I_{0cp} = i_{py} B$ , с учетом этих условий получим уравнение срабатывания токовоимпульсной защиты в токовых аргументах.

$$\Delta I'_{cp} = \Delta I_{cp} \frac{I_{0cp} - I'_{0cp}}{I'_{0cp}}. \quad (18)$$

Величины  $I_{0cp}$  и  $\Delta I_{cp}$  представляют собой, соответственно, статическую, т.е. МТЗ, и динамическую, т.е. МИЗ уставки защиты, причем последняя зависит от постоянной времени  $T_1$ .

В реальных условиях  $T_1$  может более сложным образом зависеть от  $I_0$ . Поэтому, для того чтобы построить характеристику срабатывания защиты для конкретной линии с известными параметрами выключателя или реле РДШ необходимо знать, как меняется его динамическая уставка по мере изменения

постоянной времени цепи. Отношение  $\Delta I_{cp} / I_{0cp} = 1/CB = K_d$  характеризует чувствительность выключателя или реле РДШ к скачкам тока и представляет собой динамический коэффициент. Минимальное значение  $K_d$  соответствует постоянной времени сети  $T_1 = 0$ , в этом случае имеем (обозначения см. на рис. 2):

$$K_{d, \min} = \frac{A}{B} = \frac{\left( \frac{L_{PB}}{R_{PB}} + 1 \right)}{\left( \frac{L_w}{R_w} + 1 \right)} = \frac{(L_p + L_w)R_w}{(R_p + R_w)L_w}. \quad (19)$$

$$K_{d, \min} = \frac{(4L_2 - L_1)(r_1 - r_2)}{(r_1 + r_2)L_1}, \quad (20)$$

где  $L_1, L_2, r_1, r_2$  — соответственно индуктивные и активные сопротивления шин большего и меньшего (с пакетами железа) сечения (см. рис. 2).

Максимального значения  $K_d$  достигнет при  $T_1 \geq T_{1кр} = T_w$ , когда  $t_{\max} = \infty$ ,

Таблица 2

**Параметры шунтов, наиболее распространенных на ГДП выключателях и реле РДШ**  
**Parameters of shunts, the most common on GP switches and RDS relays**

Тип выключателя	Высота пакета стальных пластин шунта, мм	$L_w$ , мкГн	$L_p$ , мкГн	$R_w$ , мкОм	$R_p$ , мкОм	Постоянная времени шунта, с, $T_w / T_{1кр}$	Статический коэффициент шунта $K_{ст}$	Динамический коэффициент $K_d$	
								максимальное значение при $0 \leq T_c \leq 0,5$	минимальное значение при $T_1 = 0,5$ с
АБ-2/4	240	6,98	1,82	6,4	18,4	1,09/1,09	2,87	—	1,85
АБ-2/4	220	5,9	1,82	9,2	18,4	1,70/1,70	2,0	2,55...1,94 при $T_c = 0,1$ с	1,5
АБ-2/4м	160	4,88	1,82	6,4	18,4	0,64/0,64	2,19		1,35
АБ-2/4м	120	4,85	1,82	6,4	18,4	0,5/0,5	2,0	—	1,2
ВАБ-43-4000/30Л		3,8	1,82	8,5	16,1	—	—	—	—
ВАТ-43-2000/Л		3,8	1,82	9,2	17,8	—	—	—	—
РДШ-I		0,82	0,96	9,5	20,2	0,062/0,108	2,12	—	0,463*
РДШ-II		0,23	0,23	6,7	9,5	0,148/0,342	1,41	—	0,341*
РДШ-3000		0,23	0,23	9,7	8,5	0,148/0,342	1,41	—	0,341*

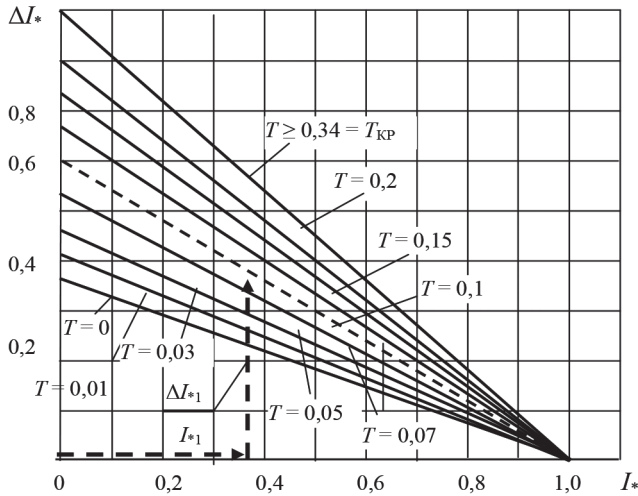


Рис. 4. Семейство характеристик срабатывания токово-импульсной защиты  $I_{cp} = f(I_0, \Delta I, T_c)$  в относительных единицах для  $0 < T_c \leq 0,34$

Fig. 4. The family of characteristics of operation of current-pulse protection  $I_{cp} = f(I_0, \Delta I, T_c)$  in relative units for  $0 < T_c \leq 0,34$

а статическая уставка равна динамической. Так как в этом случае  $C = 1/B$ , то  $K_{д.макс} = 1$ .

Для участка тяговой сети, защищаемой выключателем ВАБ-43, экспериментально получены характеристики срабатывания при  $T_1 = var$ , где  $T_{1(n+1)} > T_{1(n)}$  (рис. 4), аналогично можно построить характеристики срабатывания и для реле РДШ-II, РПТ-206 и других. Можно с меньшими затратами времени получить характеристики срабатывания для конкретного участка с заданными параметрами и типом выключателя или реле РДШ на математической модели.

Характеристики удобнее строить в относительных единицах к току уставки  $I_y$ , в этом случае каждая следующая наклонная  $I_{cp} = f(I_0, \Delta I, T_1)$  будет соответствовать постоянной времени  $T_{li} = L_i / R_j$  (т.е. параметрам КС в выбранной точке) и устанавливает связь между скачком тока, вызывающим отклонение  $\Delta I_{cp}$ , и токов  $I$  до скачка  $I_* = I / I_y$  (см. рис. 3, рис. 4) и  $\Delta I_* = \Delta I_{cp} / I_y$ . Пунктиром показан порядок проверки защиты на срабатывание при токе  $I_{*1}$ , скачке  $\Delta I_{*1}$  для

участка контактной сети, соответствующей  $T_c = 0,1$  с.

При построении характеристик необходимо кроме параметров контактной сети знать параметры БВ и реле РДШ (см. табл. 2), которые получены авторами экспериментально [15].

На скачки тока с постоянной времени, большей, чем некоторая критическая  $T_{кр}$ , которая, например, для ВАБ-43, равна  $0,34$  с, БВ реагирует на скачки с бесконечно большим значением  $T_c$ , т.е. как на установившийся ток, в этом случае имеем статическую уставку или МТЗ.

В качестве примера модернизации выключателей для адаптации динамического коэффициента в табл. 2 приведены его значения для АБ-2/4 при уменьшенной против обычной длины пакетов железа шунта, соответственно на 25 и 50% от первоначальной, и для реле РДШ при уменьшенной против обычной длины пакетов железа шунта, соответственно на 25, 50 и 75% от первоначальной, что для конкретного участка дает снижение количества ложных сра-

батываний защиты. Из рис. 4 следует, что каждая из характеристик защиты соответствует постоянной времени нарастания тока КЗ в заданной точке ТС, таким образом наклонная линия с  $T = 0$  представляет собой характеристику срабатывания МИЗ на шинах или на небольшом удалении от ТП, а наклонная с  $T \geq 0,34$  представляет собой характеристику срабатывания МИЗ в конце фидерной зоны.

Например, при токе нагрузки, равном  $I_n = 0$ , и постоянной времени, равной  $T = 0,1$  с, для выключателя ВАБ-43 уставку в относительных единицах по приращению тока будет определяться как  $\Delta I_{y0^*} = 0,34$  (см. рис. 4).

Если  $t_m > 0,34$ , то по мере удаления от ТП постоянная времени цепи возрастает и МИЗ становится менее чувствительна к скачкам тока и условно, в конце линии защита действует как МТЗ (см. рис. 3, 4), то есть МИЗ данного выключателя не чувствительна к скачкам тока и защита работает как МТЗ с уставкой  $\Delta I_{y^*} = I_y$ . Значение постоянной времени  $T = L/R$ , когда соблюдается равенство  $\Delta I_{y^*} = I_y$  (в примере это при  $T = 0,34$  с, рис. 4) обозначают  $T_{кр}$  и называют критической постоянной, она разделяет области срабатывания МТЗ (в данном случае при  $t_m > 0,34$  с) и МИЗ — ( $t_m < 0,34$  с).

### Обсуждение результатов

Выбор уставок токово-импульсных защит тяговой сети ГДП на выключателях с индуктивным шунтом [20] или реле РДШ рекомендуется выполнять с учетом постоянной времени цепи и параметров встроенного или внешнего дифференциального реле тока.

Уставка токово-импульсных защит должна удовлетворять условию (14), выполнить которое во многих случаях невозможно, поэтому для обеспечения чувствительности к скачкам тока при

постоянной времени, близкой к критической, вводят коэффициент запаса [21], определяемый экспериментально или с помощью математической модели для каждого фидера, но предварительно можно принять его равным  $k_3 = 1,15$ , и ток уставки по

$$I_{y, \text{МИЗ}} = k_3 I_{n, \text{max}} \quad (21)$$

будет удовлетворять левой части условия (14). В (14) максимальный ток нагрузки  $I_{n, \text{max}}$  определяют как

$$I_{n, \text{max}} = I_{mp} + I_{cp}, \quad (22)$$

здесь  $I_{mp}$  — пусковой ток поезда по (13);  $I_{cp}$  — средний ток фидера ТП, равен  $I_{cp} = K_{cx} n I_0$ , коэффициент схемы при одностороннем питании равен  $K_{cx} = 1$ , при двустороннем —  $K_{cx} = 2$ .

Далее, по значениям тока КЗ, рассчитанным по (1) или (2), необходимо проверить правую часть неравенства (13), если условие не выполняется, будет только МТЗ. Обозначим относительные уставки для МТЗ как  $I_{y^*} = I_y / I_y$ , для МИЗ как  $\Delta I_{y^*} = \Delta I_y / I_y$  (см. рис. 4). Увеличим статическую уставку до  $I_{y2} = (1,15 \div 1,2) I_{k, \text{min}}$ . На характеристиках срабатывания (рис. 4) для ВАБ-43 имеем  $\Delta I_{y0} = 0,34$ , параметром срабатывания защиты в этом случае будет скачок тока  $\Delta I$ . Выберем длину зоны динамической чувствительности защиты для которого  $T < T_{кр}$  (наклонные прямые на рис. 4, лежащие ниже прямой  $T_{кр}$ ), где срабатывание гарантировано от скачка тока  $\Delta I$ , отключение произойдет при выполнении отношения  $I_{y2} / I_{k, \text{min}} = k_d$ , здесь  $k_d$  — динамический коэффициент, определяемый по табл. 2.

Таким образом, у токовоимпульсной защиты тяговых сетей ГДП повышается селективность, токовая защита будет срабатывать только в зоне короткого замыкания, минимизируя отключения в соседних зонах; повышается надежность, уменьшается вероятность ложных сра-

бываний, повышается устойчивость работы системы. Все это оптимизирует работу сети, снижается количество необоснованных отключений, что сокращает время простоя и увеличивает эффективность работы тяговой сети.

### **Заключение**

В настоящее время токовоимпульсная защита тяговых сетей ГДП не удовлетворяет современным требованиям ПТЭ по селективности, надежности. Предлагается инновационная методика настройки уставок, основанная на использовании характеристик срабатывания, рассчитываемых для каждой фидерной зоны с учетом параметров питающей сети переменного тока, параметров выключателей и контактной сети.

Приведены экспериментально полученные параметры выключателей и реле токово-импульсной защиты, алгоритм

настройки уставок, теоретически обоснована методика построения характеристик срабатывания быстродействующих выключателей, оборудованных индуктивным шунтом, и дифференциальных реле, предложены характеристики срабатывания выключателя и реле рассчитывать с помощью математического моделирования.

Реализация представленной методики позволит повысить надежность и селективность защиты тяговых сетей ГДП, снизить вероятность необоснованных отключений, улучшить безопасность движения поездов, сократить время простоя и повысить эффективность работы тяговых сетей. Данная методика определяет новый подход к решению актуальной проблемы обеспечения надежности и селективности защиты тяговых сетей ГДП, имеет большой потенциал для внедрения в практику.

### **СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ**

1. Кузнецов С. М., Демиденко И. С., Ярославцев М. В., Гашкова А. В. Переход от токово-импульсной защиты к мониторингу тяговой сети // Научные проблемы транспорта Сибири и Дальнего Востока. — 2012. — № 2. — С. 111–114.
2. *Bashmur K. A., Pavlov P. P., Panfilova T. A.* Increasing the efficiency of diagnostics in the brush-commutator assembly of a direct current electric motor // *Energies*. 2024, vol. 17, article 17. DOI: 10.3390/en17010017.
3. *Хазин М. Л., Штыков С. О.* Карьерный электрифицированный транспорт // Вестник МГТУ им. Г.И. Носова. — 2018. — Т. 16. — № 1. — С. 11–17. DOI: 10.18503/1995-2732-2018-16-1-11-18.
4. *Uno K., Imaie K., Maekawa K., Smith G., Suyama A., Hatori J.* Development of mining machinery and future outlook for electrification // *Hitachi Review*. 2013, vol. 62, no. 2, pp. 99–106.
5. *Тарасов П. И., Тарасов А. П.* Технологические особенности и перспективы применения троллейбусов на горных предприятиях // *Горная промышленность*. — 2008. — № 1. — С. 54–62.
6. *Varaschin J., De Souza E.* Economics of diesel fleet replacement by electric mining equipment / 15th North American Mine Ventilation Symposium. 2015, pp. 1–8.
7. *Nurić S., Nurić A., Brčaniновиć M.* Haulage solutions with trolley assist diesel-electric ac trucks on the pit mine RMU Banovici // *Journal of Mining and Metallurgy A: Mining*. 2009, vol. 45, no. 1, pp. 78–87.
8. *Shishkin P. V., Efremenkov E. A., Qi M.* Development of a mathematical model of operation reliability of mine hoisting plants // *Mathematics*. 2024, vol. 12, article 1843. DOI: 10.3390/math12121843.
9. *Степанов О. Г., Зуенок А. С.* Дизель-троллейбусный транспорт БЕЛАЗ: перспективы использования в горнодобывающей промышленности // *Горный журнал*. — 2013. — № 1. — С. 52–55.
10. *Mazumdar J.* All electric operation of ultraclass mining haultrucks // 2013 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting. IEEE, 2013, pp. 1–5.

11. Sevryugina N. S., Gozbenko V. E., Kondratiev V. V. Determination of the performance characteristics of a traction battery in an electric vehicle // *World Electric Vehicle Journal*. 2024, vol. 15, article 64. DOI: 10.3390/wevj15020064.
12. Uno K., Imaie K., Maekawa K., Smith G., Suyama A., Hatori J. Development of mining machinery and future outlook for electrification // *Hitachi Review*. 2013, vol. 62, no. 2, pp. 99–106.
13. Valuev D. V., Qi M. Mathematical logic model for analysing the controllability of mining equipment // *Mathematics*. 2024, vol. 12, article 1660. DOI: 10.3390/math12111660.
14. Martyushev N. V., Sorokova S. N., Efremenkov E. A., Valuev D. V., Qi M. Review models and methods for determining and predicting the reliability of technical systems and transport // *Mathematics*. 2023, vol. 11, article 3317. DOI: 10.3390/math11153317.
15. Feng Y., Dong Z., Yang J. Performance modeling and cost-benefit analysis of hybrid electric mining trucks / 12th IEEE/ASME International Conference on Mechatronic and Embedded Systems and Applications (MESA). IEEE, 2016, pp. 1–6. DOI: 10.1109/MESA.2016.7587102.
16. Tynchenko S. V., Kukartsev V. V., Klyuev R. V., Zagorodnii N. A., Tynchenko Y. A. Study of supercapacitors built in the start-up system of the main diesel locomotive // *Mathematics*. 2023, vol. 16, article 3909. DOI: 10.3390/en16093909.
17. Voitovich E. V., Kononenko R. V., Konyukhov V. Y., Tynchenko S. V., Kukartsev V. A. Designing the optimal configuration of a small power system for autonomous power supply of weather station equipment // *Energies*. 2023, vol. 16, article 5046. DOI: 10.3390/en16135046.
18. Мин Ту Аунг, Суздорф В. И. Динамическая коррекция электропривода с двигателем последовательного возбуждения // *Вестник МГТУ им. Г.И. Носова*. — 2018. — Т. 16. — № 1. — С. 54–59. DOI: 10.18503/1995-2732-2018-16-1-54-60.
19. Shchurov N. I., Dedov S. I., Malozyomov B. V., Shtang A. A., Martyushev N. V., Klyuev R. V., Andriashin S. N. Degradation of lithium-ion batteries in an electric transport complex // *Energies*. 2021, vol. 14, article 8072. DOI: 10.3390/en14238072.
20. Sorokova S. N., Efremenkov E. A., Qi M. Mathematical modeling of the state of the battery of cargo electric vehicles // *Mathematics*. 2023, vol. 11, article 536. DOI: 10.3390/math11030536.
21. Martyushev N. V., Sorokova S. N., Efremenkov E. A., Qi M. Mathematical modeling of mechanical forces and power balance in electromechanical energy converter // *Mathematics*. 2023, vol. 11, article 2394. DOI: 10.3390/math11102394. **ИДБ**

## REFERENCES

1. Kuznetsov S. M., Demidenko I. S., Yaroslavtsev M. V., Gashkova A. V. Transition from current-impulse protection to traction network monitoring. *Nauchnye problemy transporta Sibiri i Dal'nego Vostoka*. 2012, no. 2, pp. 111–114. [In Russ].
2. Bashmur K. A., Pavlov P. P., Panfilova T. A. Increasing the efficiency of diagnostics in the brush-commutator assembly of a direct current electric motor. *Energies*. 2024, vol. 17, article 17. DOI: 10.3390/en17010017.
3. Khazin M. L., Shtykov S. O. Career electrified transport. *Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University*. 2018, vol. 16, no. 1, pp. 11–17. [In Russ]. DOI: 10.18503/1995-2732-2018-16-1-11-18.
4. Uno K., Imaie K., Maekawa K., Smith G., Suyama A., Hatori J. Development of mining machinery and future outlook for electrification. *Hitachi Review*. 2013, vol. 62, no. 2, pp. 99–106.
5. Tarasov P. I., Tarasov A. P. Technological features and prospects for the use of trolley cars at mining enterprises. *Russian Mining Industry Journal*. 2008, no. 1, pp. 54–62. [In Russ].
6. Varaschin J., De Souza E. Economics of diesel fleet replacement by electric mining equipment. *15th North American Mine Ventilation Symposium*. 2015, pp. 1–8.
7. Nurić S., Nurić A., Brčaninović M. Haulage solutions with trolley assist diesel-electric ac trucks on the pit mine RMU Banovici. *Journal of Mining and Metallurgy A: Mining*. 2009, vol. 45, no. 1, pp. 78–87.
8. Shishkin P. V., Efremenkov E. A., Qi M. Development of a mathematical model of operation reliability of mine hoisting plants. *Mathematics*. 2024, vol. 12, article 1843. DOI: 10.3390/math12121843.
9. Stepanov O. G., Zuenok A. S. Diesel trolleybus transport BELAZ: prospects for use in the mining industry. *Gornyi Zhurnal*. 2013, no. 1, pp. 52–55. [In Russ].

10. Mazumdar J. All electric operation of ultraclass mining haultrucks. *2013 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*. IEEE, 2013, pp. 1 – 5.
11. Sevryugina N. S., Gozbenko V. E., Kondratiev V. V. Determination of the performance characteristics of a traction battery in an electric vehicle. *World Electric Vehicle Journal*. 2024, vol. 15, article 64. DOI: 10.3390/wevj15020064.
12. Uno K., Imaie K., Maekawa K., Smith G., Suyama A., Hatori J. Development of mining machinery and future outlook for electrification. *Hitachi Review*. 2013, vol. 62, no. 2, pp. 99 – 106.
13. Valuev D. V., Qi M. Mathematical logic model for analysing the controllability of mining equipment. *Mathematics*. 2024, vol. 12, article 1660. DOI: 10.3390/math12111660.
14. Martyushev N. V., Sorokova S. N., Efremenkov E. A., Valuev D. V., Qi M. Review models and methods for determining and predicting the reliability of technical systems and transport. *Mathematics*. 2023, vol. 11, article 3317. DOI: 10.3390/math11153317.
15. Feng Y., Dong Z., Yang J. Performance modeling and cost-benefit analysis of hybrid electric mining trucks. *12th IEEE/ASME International Conference on Mechatronic and Embedded Systems and Applications (MESA)*. IEEE, 2016, pp. 1 – 6. DOI: 10.1109/MESA.2016.7587102.
16. Tynchenko S. V., Kukartsev V. V., Klyuev R. V., Zagorodnii N. A., Tynchenko Y. A. Study of supercapacitors built in the start-up system of the main diesel locomotive. *Mathematics*. 2023, vol. 16, article 3909. DOI: 10.3390/en16093909.
17. Voitovich E. V., Kononenko R. V., Konyukhov V. Y., Tynchenko S. V., Kukartsev V. A. Designing the optimal configuration of a small power system for autonomous power supply of weather station equipment. *Energies*. 2023, vol. 16, article 5046. DOI: 10.3390/en16135046.
18. Min Tu Aung, Suzdorf V. I. Dynamic correction of an electric drive with a sequential excitation motor. *Vestnik of Nosov Magnitogorsk State Technical University*. 2018, vol. 16, no. 1, pp. 54 – 59. [In Russ]. DOI: 10.18503/1995-2732-2018-16-1-54-60.
19. Shchurov N. I., Dedov S. I., Malozyomov B. V., Shtang A. A., Martyushev N. V., Klyuev R. V., Andriashin S. N. Degradation of lithium-ion batteries in an electric transport complex. *Energies*. 2021, vol. 14, article 8072. DOI: 10.3390/en14238072.
20. Sorokova S. N., Efremenkov E. A., Qi M. Mathematical modeling of the state of the battery of cargo electric vehicles. *Mathematics*. 2023, vol. 11, article 536. DOI: 10.3390/math11030536.
21. Martyushev N. V., Sorokova S. N., Efremenkov E. A., Qi M. Mathematical modeling of mechanical forces and power balance in electromechanical energy converter. *Mathematics*. 2023, vol. 11, article 2394. DOI: 10.3390/math11102394.

## ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРЕ

Абрамов Евгений Юрьевич – ассистент,  
младший научный сотрудник,  
Новосибирский государственный технический  
университет, e-mail: e.abramov@corp.nstu.ru,  
ORCID ID: 0000-0002-5013-3288.

## INFORMATION ABOUT THE AUTHOR

E. Yu. Abramov, Assistant, Junior Researcher,  
Novosibirsk State Technical University, 630073,  
Novosibirsk, Russia, e-mail: e.abramov@corp.nstu.ru,  
ORCID ID: 0000-0002-5013-3288.

Получена редакцией 02.07.2024; получена после рецензии 15.10.2024; принята к печати 10.11.2024.  
Received by the editors 02.07.2024; received after the review 15.10.2024; accepted for printing 10.11.2024.

