

УДК 621.3.064.1+621.314.21

EDN: PWQVFT

А.А. Мартынов^{1, 2} , И.А. Горюшкин¹, С.К. Ляпидов¹, Д.В. Соколов¹, В.И. Симухин¹

¹ Филиал «ЦНИИ СЭТ» ФГУП «Крыловский государственный научный центр», Санкт-Петербург, Россия

² ФГАОУ ВО «Санкт-Петербургский государственный университет аэрокосмического приборостроения», Санкт-Петербург, Россия

К ВОПРОСУ ЗАЩИТЫ ВЫПРЯМИТЕЛЯ ОТ УДАРНЫХ ТОКОВ КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ ЧАСТОТЫ

Объект и цель научной работы. Объектом является звено постоянного тока преобразователя частоты электропривода гребного винта, включая трансформатор и неуправляемый выпрямитель. Цель заключается в исследовании переходных и установившихся процессов трансформатора с расщепленной вторичной обмоткой и выпрямителя, возникающих при глухом коротком замыкании (КЗ) цепи постоянного тока преобразователя частоты электропривода гребного винта.

Материалы и методы. Исследование проводилось с использованием аналитических методов и программной среды Matlab-Simulink.

Основные результаты. Определены основные параметры переходных и установившихся процессов трансформатора с расщепленной обмоткой и выпрямителя при коротком замыкании цепи постоянного тока преобразователя частоты электропривода гребного винта. Приведены расчетные соотношения для определения тока и напряжения дуги предохранителя при его срабатывании.

Закключение. Результаты выполненного исследования позволяют установить влияние параметров трансформатора с расщепленной обмоткой на величину как переходных, так и установившихся токов короткого замыкания. Указанные результаты должны способствовать повышению обоснованности выбора диодов выпрямителя и устройств защиты от ударных токов КЗ, а также повышению надежности системы электродвижения корабля в целом.

Ключевые слова: трансформатор, выпрямитель, диоды, короткое замыкание, ток, напряжение, предохранитель.

Авторы заявляют об отсутствии возможных конфликтов интересов.

UDC 621.3.064.1+621.314.21

EDN: PWQVFT

A.A. Martynov^{1, 2} , I.A. Goryushkin¹, S.K. Lyapidov¹, D.V. Sokolov¹, V.I. Simukhin¹

¹ TSNII SET branch of Krylov State Research Centre., St. Petersburg, Russia

² St. Petersburg State University of Aerospace Instrumentation, St. Petersburg, Russia

RECTIFIER PROTECTION AGAINST FAULT SURGE CURRENTS FROM FREQUENCY CONVERTER

Object and purpose of research. This paper discusses DC link in the frequency converter of marine propulsion, including transformer and uncontrollable rectifier. The purpose was to investigate transient and steady processes in the rectifier and the transformer with split secondary winding in case of bolted fault of the DC circuit powering frequency converter of the propulsion motor.

Materials and methods. The study was performed both analytically and through numerical simulation in Matlab-Simulink software.

Для цитирования: Мартынов А.А., Горюшкин И.А., Ляпидов С.К., Соколов Д.В., Симухин В.И. К вопросу защиты выпрямителя от ударных токов короткого замыкания преобразователя частоты. Труды Крыловского государственного научного центра. 2025; 1(411): 109–120.

For citations: Martynov A.A., Goryushkin I.A., Lyapidov S.K., Sokolov D.V., Simukhin V.I. Rectifier protection against fault surge currents from frequency converter. Transactions of the Krylov State Research Centre. 2025; 1(411): 109–120 (in Russian).

Main results. The author managed to identify the main parameters of transient and steady processes in the rectifier and the transformer with split secondary winding in case of bolted fault in the DC circuit powering frequency converter of the propulsion motor. The paper gives exact calculation expressions for arc current and voltage of the fuse as it triggers.

Conclusion. The results of this work make it possible to understand how fault currents (both transient and steady) depend on the parameters of transformer with split secondary winding. These results could be used for better justification of choice with respect to rectifier diodes and surge fault current protection units, as well as for design of more reliable marine electric propulsion systems as a whole.

Keywords: transformer, rectifier, diodes, fault, current, voltage, fuse.

The authors declare no conflicts of interest.

Введение

Introduction

Преобразователи частоты со звеном постоянного тока находят широкое применение в асинхронных электроприводах гребных винтов многих судов, включая атомные ледоколы. Надежность работы асинхронных электроприводов во многом определяется надежностью работы преобразователей частоты и эффективностью работы системы защиты полупроводниковых элементов преобразователя частоты от сверхтоков и токов короткого замыкания.

Известны случаи возникновения КЗ цепи постоянного тока, вызванные пробоем диодов выпрямителей преобразователей частоты или пробоем диода и транзистора чопера, который предназначен для сброса энергии, накопленной конденсатором фильтра цепи постоянного тока за время работы асинхронного двигателя в генераторном режиме (рис. 1).

Разработка системы защиты преобразователя частоты от ударных токов КЗ цепи постоянного тока выполняется, как правило, на основе результатов исследования электромагнитных процессов аварийных режимов. На точность расчета электромагнитных процессов при глухом КЗ цепи постоянного тока преобразователя частоты существенное влияние оказывают параметры трансформатора, а именно активное и индуктивное сопротивления КЗ [1, 2].

Расчет параметров короткого замыкания трансформатора с расщепленной вторичной обмоткой

Fault calculation for transformer with split secondary winding

На рис. 1 приведена структурная схема звена постоянного тока преобразователя частоты электропривода гребного винта, в которой трансформатор выполнен с расщепленной вторичной обмоткой. Каждая вторичная обмотка подключена к трехфазному мостовому выпрямителю. Схема замещения трансформаторов с расщепленной обмоткой имеет вид трехлучевой звезды [3] и приведена на рис. 2.

На схеме рис. 2 приняты следующие обозначения:

- R_1 и X_1 – эквивалентные активное и индуктивное сопротивления рассеяния первичной обмотки;
- X_{21} и X_{22} – эквивалентные индуктивные сопротивления рассеяния первой и второй вторичных обмоток, приведенные к первичной обмотке;
- R_{21} и R_{22} – эквивалентные активные сопротивления первой и второй вторичных обмоток, приведенные к первичной обмотке;
- G_T – эквивалентная активная составляющая проводимости цепи намагничивания;
- B_T – эквивалентная индуктивная составляющая проводимости цепи намагничивания.

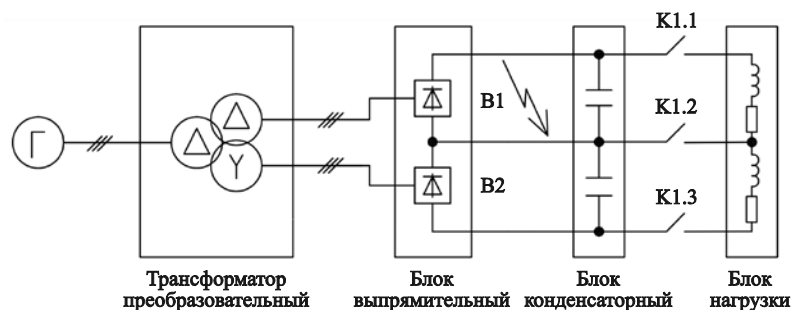


Рис. 1. Структурная схема звена постоянного тока преобразователя частоты электропривода гребного винта

Fig. 1. Main components of DC link in propulsion motor frequency converter

При расчете характеристик следует учитывать равенство эквивалентных сопротивлений:

$$R_{21} = R_{22} = R_2; X_{21} = X_{22} = X_2.$$

Для трансформатора с расщепленной вторичной обмоткой заданными параметрами обычно являются коэффициент трансформации $k_{тр}$, коэффициент расщепления k_p , напряжение сквозного КЗ $U_{к.скв}$, напряжение частичного КЗ $U_{к.ч}$, мощность потерь при сквозном КЗ $P_{к.скв}$ и при частичном КЗ $P_{к.ч}$.

Эти параметры позволяют приближенно определить эквивалентные сопротивления рассеяния и активные сопротивления обмоток трансформатора, необходимые для расчета характеристик трансформатора и преобразователя частоты как в установившихся, так и в аварийных режимах работы.

Для определения эквивалентных индуктивных сопротивлений рассеяния обмоток трансформатора можно воспользоваться упрощенными схемами замещения трансформатора, приведенными на рис. 3. В указанных схемах параметры вторичных обмоток трансформатора приведены к первичной обмотке. Схемы соответствуют условиям экспериментального определения напряжений сквозного и частичного КЗ трансформатора с расщепленной обмоткой [5, 6].

При выполнении этих опытов замыкаются накоротко две или одна вторичные (вентильные) обмотки, а к первичной (сетевой) обмотке подводится напряжение и устанавливается номинальный ток сетевой обмотки. При этом измеряется напряжение сетевой обмотки, которое и является напряжением КЗ (сквозного или частичного) (рис. 3).

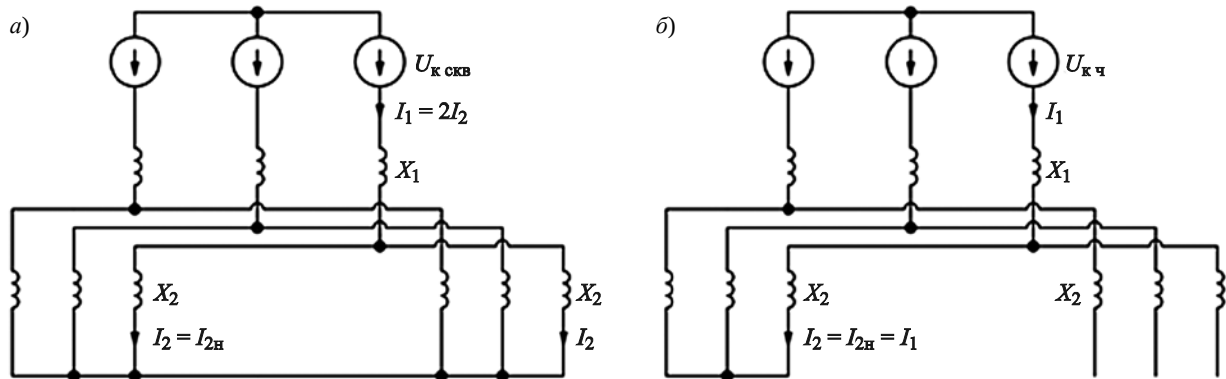


Рис. 3. Упрощенные схемы замещения трансформатора с расщепленной обмоткой: а) для режима сквозного короткого замыкания, б) для режима частичного короткого замыкания

Fig. 3. Simplified substitution layout for transformer with split secondary winding: а) through-fault scenario; б) partial-fault scenario

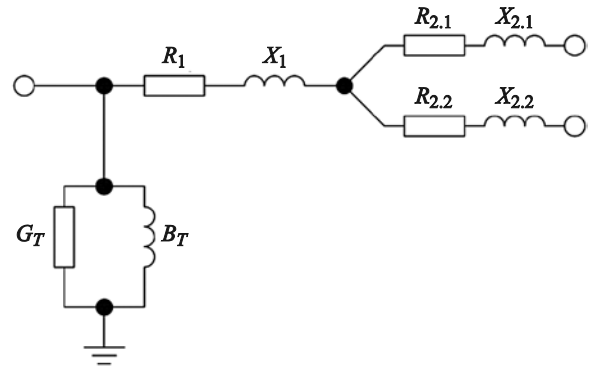


Рис. 2. Схема замещения трансформатора с расщепленной вторичной обмоткой

Fig. 2. Substitution layout for transformer with split secondary winding

Режимам сквозного и частичного короткого замыкания трансформатора соответствует система уравнений (1):

$$U_{к.скв} = I_{1N}(X_1 + 0,5X_2); U_{к.ч} = I_{1N}(X_1 + X_2). \quad (1)$$

Таким образом, при известных значениях напряжений КЗ $U_{к.скв}$ и $U_{к.ч}$ можно определить эквивалентные индуктивные сопротивления рассеяния первичной и вторичных обмоток X_1 и X_2 трансформатора с расщепленной обмоткой:

$$X_1 = \frac{2U_{к.скв} - U_{к.ч}}{I_{1N}}; X_2 = 2 \frac{U_{к.ч} - U_{к.скв}}{I_{1N}}. \quad (2)$$

Для определения эквивалентных активных сопротивлений обмоток трансформатора можно использовать упрощенные схемы замещения трансформатора с расщепленной обмоткой, приведенные на рис. 4.

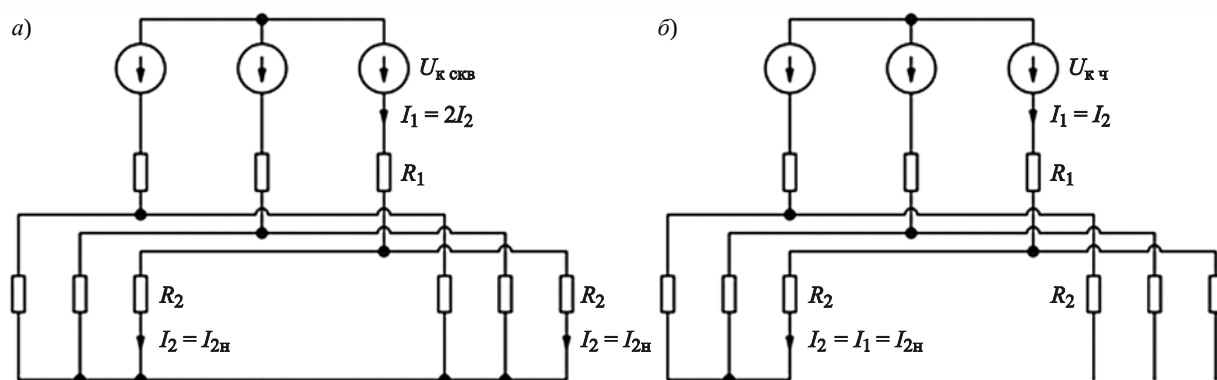


Рис. 4. Упрощенные схемы замещения трансформатора с расщепленной вторичной обмоткой: а) для режима сквозного короткого замыкания, б) для режима частичного короткого замыкания

Fig. 4. Simplified substitution layout for transformer with split secondary winding: а) through-fault scenario; б) partial-fault scenario

Эти схемы замещения также соответствуют условиям эксперимента (параметры вторичных обмоток приведены к первичной обмотке).

Для режимов сквозного и частичного короткого замыкания вторичных обмоток может быть составлена система уравнений (3):

$$\left. \begin{aligned} P_{\text{СКВ}} &= 3I_{1N}^2 R_1 + 1,5I_{1N}^2 R_2, \\ P_{\text{ч}} &= 3I_{1N}^2 (R_1 + R_2). \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Решая систему уравнений (3), найдем расчетные соотношения для эквивалентных активных сопротивлений первичной и вторичной обмоток трансформатора:

$$R_1 = \frac{2P_{\text{СКВ}} - P_{\text{ч}}}{3I_{1N}^2}, \quad R_2 = 2 \frac{P_{\text{ч}} - P_{\text{СКВ}}}{3I_{1N}^2}. \quad (4)$$

Коэффициент расщепления k_p равен отношению сопротивления КЗ между ветвями расщепленной вторичной обмотки Z_p к сопротивлению сквозного КЗ $Z_{\text{К.СКВ}}$, т.е. $k_p = Z_p / Z_{\text{К.СКВ}}$. Сопротивление $Z_p = Z_2 + Z_3 = 2Z_2$.

В том случае, когда отсутствует полная информация по напряжениям КЗ трансформатора (например, по напряжению частичного КЗ), но известно значение коэффициента расщепления k_p , можно определить значения эквивалентных сопротивлений Z_1 и Z_2 по формуле (5):

$$Z_2 = Z_3 = Z_{\text{К.СКВ}} \cdot k_p / 2; \quad Z_1 = Z_{\text{К.СКВ}} (1 - k_p / 4). \quad (5)$$

Следует отметить, что увеличение сопротивлений Z_2 и Z_3 в $k_p / 2$ раз способствует ограничению тока КЗ, что следует отнести к достоинству трансформатора с расщепленной вторичной обмоткой.

В качестве примера выполним расчет параметров КЗ трансформатора преобразовательного с расщепленной обмоткой ТРС3П 6000/10-ОМ:

1. полная мощность $S_{\text{тр}} = 6000$ кВт;
2. напряжение линейное первичной обмотки $U_{\text{л1}} = 10\,500$ В;
3. напряжение линейное вторичной обмотки $U_{\text{л2}} = U_{\text{л3}} = 1945$ В;
4. коэффициент трансформации $k_{\text{тр}} = 5,38$;
5. напряжение короткого замыкания сквозное $U_{\text{К.СКВ}} = 7,0$ %;
6. напряжение короткого замыкания частичное $U_{\text{К.ч}} = 13,2$ %;
7. активное сопротивление первичной обмотки $r_1 = 0,0938$ Ом;
8. активное сопротивление вторичной обмотки $r_2 = r_3 = 0,0041$ Ом;
9. вторичная обмотка расщепленная.

Номинальное действующее значение тока фазы первичной обмотки:

$$I_1 = S_{\text{тр}} / (\sqrt{3} U_{\text{л1}}) = 6000 \cdot 10^3 / (\sqrt{3} \cdot 10\,500) = 330 \text{ А.}$$

Напряжения короткого замыкания:

$$U_{\text{К.СКВ}} = 7,0 \cdot 10\,500 / (\sqrt{3} \cdot 100) = 424,85 \text{ В;}$$

$$U_{\text{К.ч}} = 13,2 \cdot 10\,500 / (\sqrt{3} \cdot 100) = 800 \text{ В.}$$

Параметры КЗ трансформатора ТРС3П 6000/10-ОМ4 с расщепленной обмоткой, рассчитанные по формулам (1)–(5), приведены в табл. 1. При расчете токов КЗ цепи постоянного тока преобразователя частоты необходимо использовать параметры КЗ трансформатора, приведенные к вторичной обмотке: $R'_{\text{к}}, X'_{\text{к}}$ и $Z'_{\text{к}}$.

Таблица 1. Параметры короткого замыкания трансформатора ТРСЗП 6000/10-ОМ4

Table 1. Fault parameters of transformer TRSZP 6000/10-OM4

Параметры, приведенные к первичной обмотке							Параметры, приведенные к вторичной обмотке		
$R_{K,ч},$ Ом	$R_{K,CKB},$ Ом	$Z_{K,ч},$ Ом	$Z_{K,CKB},$ Ом	$X_{K,CKB},$ Ом	$Z_p,$ Ом	k_p	$R'_{K},$ Ом	$X'_{K},$ Ом	$Z'_{K},$ Ом
0,2124	0,153	2,431	1,284	1,284	4,569	3,558	0,0073	0,0836	0,0840

Амплитудное значение тока установившегося частичного КЗ вторичной обмотки составляет $I_{2мк} = \sqrt{2} \cdot U_{2ф} / Z'_{к} = 1583 / 0,0840 = 18\,860$ А.

Для оценки надежности работы выпрямителя, трансформатора и преобразователя частоты в целом следует прежде всего установить параметры ударного тока и сравнить их с допустимыми параметрами ударного тока диодов выпрямителя.

Расчет ударного тока короткого замыкания и интеграла Джоуля для заданного значения времени импульса тока

Calculation of surge fault current and Joule integral for given current pulse time

Ударный ток короткого замыкания трансформатора I_y включает в себя свободную и вынужденную составляющие и может быть рассчитан [2] по формуле (6):

$$I_y = I_{2мк} [\sin(\omega t - \varphi_k) + \sin \varphi_k \cdot e^{-\omega t \operatorname{ctg} \varphi_k}], \quad (6)$$

где $I_{2мк}$ – амплитудное значение тока КЗ вторичной обмотки трансформатора в установившемся режиме; $\varphi_k = \operatorname{arccctg} R_k / X_k$ – фазовый угол цепи КЗ трансформатора; $\omega = 2\pi f$ – угловая частота питающей сети.

Формулу (6) можно записать в относительных единицах, приняв за базовое значение амплитудное значение тока КЗ вторичной обмотки трансформатора в установившемся режиме, т.е. $I_y^* = I_y / I_{2мк}$:

$$I_y^* = \sin(\omega t - \varphi_k) + \sin \varphi_k \cdot e^{-\omega t \operatorname{ctg} \varphi_k}. \quad (7)$$

По формуле (7) можно рассчитать кривую ударного тока КЗ для преобразователя частоты с трансформатором ТРСЗП 6000/10-ОМ4. Решая уравнение (7), можно определить длительность импульса ударного тока $\lambda_{y.т}$ исходя из условия, что при $t = \lambda_{y.т}$ ток $I_y^* = 0$.

Для любого момента времени в пределах $0 < t_{и} < \lambda_{y.т}$ можно рассчитать действующее значение

ударного тока $I_{y.д.з.}$, соответствующее заданной длительности импульса $t_{и}$:

$$I_{y.д.з.} = \sqrt{\frac{1}{\lambda_{и}} \int_0^{t_{и}} i_y^2 dt}. \quad (8)$$

Умножив квадрат действующего значения тока $I_{y.д.з.}^2$ на длительности импульса $t_{и}$, можно определить интеграл Джоуля импульса тока КЗ, соответствующий выбранному моменту времени $t_{и}$, $I_{y.д.з.}^2 \cdot t_{и}$.

Амплитудное значение ударного тока КЗ будет иметь максимальное значение в момент времени $t = \pi/\omega$ и может быть рассчитано по формуле (9):

$$I_y^* = 1 + e^{-\pi R_k / X_k}. \quad (9)$$

Рассчитанное по формуле (9) относительное максимальное значение амплитуды ударного тока численно представляет собой значение ударного коэффициента $k_{уд.}$

Представляет интерес сравнить результаты численных расчетов параметров КЗ с результатами компьютерного моделирования режимов КЗ, выполненными с использованием программной среды Matlab-Simulink.

Моделирование переходных процессов глухого короткого замыкания цепи постоянного тока преобразователя частоты гребного винта

Simulation of transient processes for bolted fault in DC link of propulsion motor frequency converter

Рассмотрим результаты моделирования режима короткого замыкания цепи постоянного тока выпрямителя преобразователя частоты гребного винта.

Моделирование выполнено с использованием компьютерной модели звена постоянного тока преобразователя частоты с расщепленной вторичной

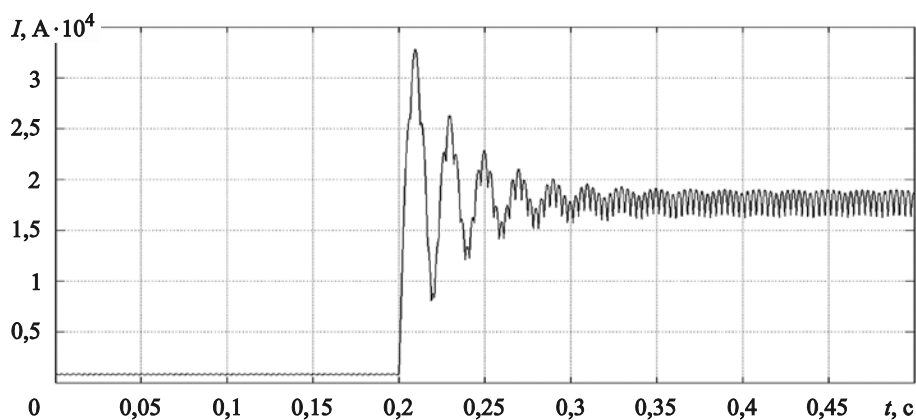


Рис. 5. Ток замкнутой накоротко цепи постоянного тока

Fig. 5. Fault current of DC link

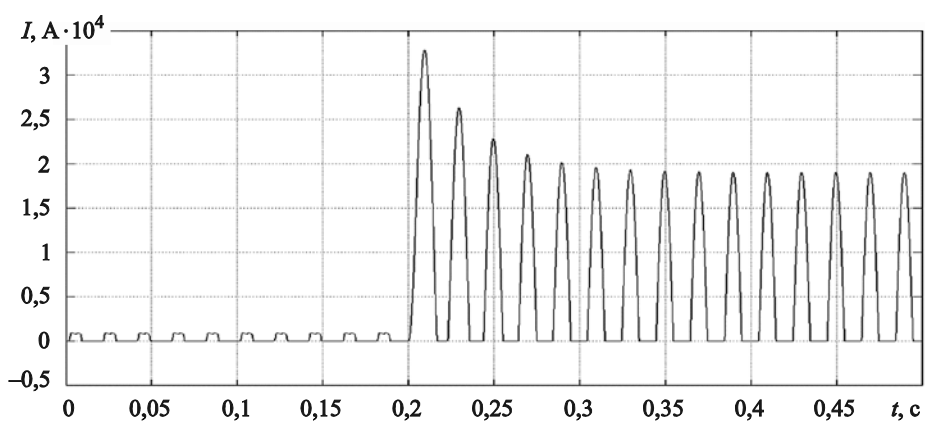


Рис. 6. Ток диода выпрямителя

Fig. 6. Rectifier diode current

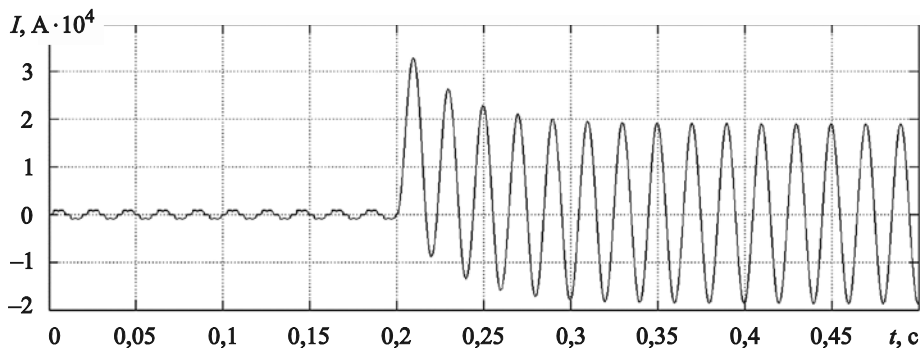
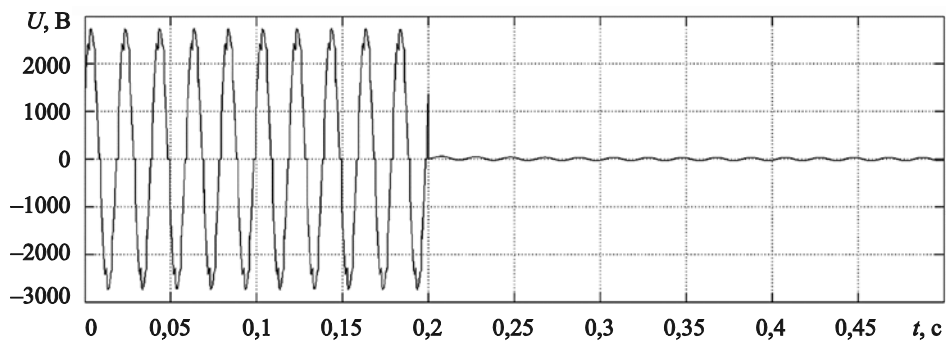


Рис. 7. Линейное напряжение и ток фазы вторичной цепи трансформатора

Fig. 7. Line voltage and phase current of secondary transformer circuit

обмоткой трансформатора, разработанной авто-рами [5]. На рис. 5–7 приведены осциллограммы переходных процессов глухого КЗ в цепи постоянного тока преобразователя частоты.

Из рис. 5 можно установить, что длительность переходного режима составляет примерно 6 периодов питающей сети. Амплитуда ударного тока составляет 32 830 А.

Ток диода в установившемся режиме короткого замыкания имеет равные интервалы проводимости и бестоковой паузы. Форма тока диода на интервале проводимости повторяет форму тока фазы вторичной цепи трансформатора на интервале одного полупериода питающей сети.

Ток фазы в установившемся режиме короткого замыкания имеет синусоидальную форму. Амплитуда ударного тока составляет 32 830 А. Результаты моделирования и численного расчета переходных процессов КЗ цепи постоянного тока преобразователя частоты сведены в табл. 2.

Сравнительная оценка результатов расчета и моделирования переходных процессов КЗ цепи

постоянного тока преобразователя частоты указывает на хорошую сходимость этих результатов, что подтверждает обоснованность принятых допущений при выводе расчетных соотношений параметров короткого замыкания трансформатора с расщепленной вторичной обмоткой.

Защита диодов выпрямителя от токов короткого замыкания

Fault current protection of rectifier diodes

Оценим возможность ограничения тока диодов в процессе короткого замыкания с помощью быстродействующих предохранителей. Рассмотрим процесс срабатывания предохранителя, включенного последовательно с диодом неуправляемого выпрямителя. С этой целью, воспользовавшись формулой (6), выполним расчет параметров КЗ для заданных моментов времени t_{ni} . Результаты расчета сведены в табл. 3.

Параметр $I_{уд.з.}^2 \cdot t_{ni}$ представляет собой интеграл Джоуля импульса ударного тока для i -го интервала

Таблица 2. Сравнение результатов расчета и моделирования переходных процессов короткого замыкания цепи постоянного тока преобразователя частоты

Table 2. Transient fault processes in DC link of propulsion motor frequency converter: calculation results vs simulation data

№ п/п	Наименование параметра	По результатам моделирования	По результатам численного расчета
1	Амплитудное значение тока вторичной обмотки при установившемся режиме КЗ, $I_{2m\text{ к}}$, кА	19,000	18,845
2	Действующее значение тока вторичной обмотки при установившемся режиме КЗ, $I_{2\text{ к}}$, кА	13,400	13,330
3	Среднее значение тока цепи постоянного тока при установившемся режиме КЗ, $I_{d\text{ к}}$, кА	18,140	18,000
4	Амплитудное значение тока цепи постоянного тока при установившемся режиме КЗ, $I_{d\text{ м к}}$, кА	19,000	18,845
5	Амплитудное значение ударного тока вторичной обмотки, $I_{уд\ 2m\text{ к}}$, кА	32,800	33,000
6	Амплитудное значение тока диода при установившемся режиме КЗ, $I_{в\text{ м к}}$, кА	19,000	18,845
6	Среднее значение тока диода при установившемся КЗ, $I_{в.к.ср}$, кА	6,047	6,000
7	Действующее значение тока диода при установившемся КЗ, $I_{к.в.}$, кА	9,500	9,425
8	Ударный коэффициент короткого замыкания, $k_{уд}$	1,726	1,751
9	Длительность полуволны ударного тока, $\lambda_{уд.т}$, с	0,01665	0,016

Таблица 3. Результаты расчета амплитудного и действующего значения ударного тока и интеграла Джоуля ударного тока

Table 3. Calculation results: amplitude-based and effective surge currents and Joule integral for surge current

№ п/п	Параметры	$t_{нi}, c$	0,0025	0,0033	0,0040	0,0050	0,0067
1	$I_{ум}, kA$		5,65	9,16	12,4	18,0	26,44
2	$I_{уд.з.}, kA$		3,27	5,30	7,16	10,40	15,28
3	$I^2_{уд.з.} \cdot t_{нi}, kA^2c$		26,72	93,44	205,00	541,35	1564,00

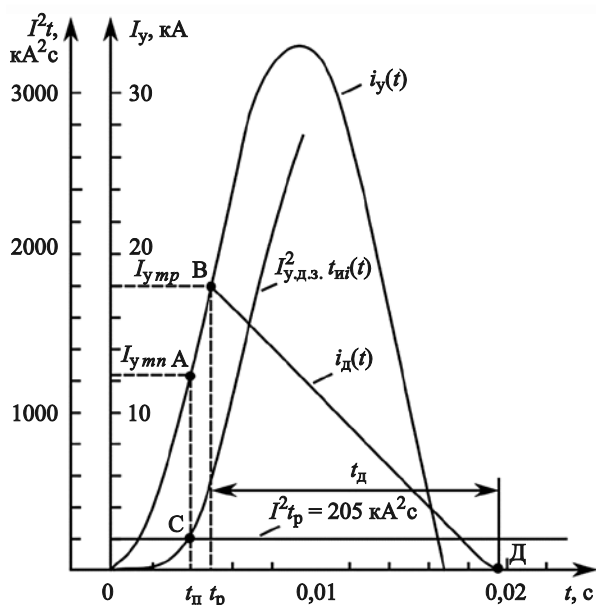


Рис. 8. Временные диаграммы ударного тока $i_y(t)$, интеграла Джоуля импульса ударного тока $I^2_{уд.з.} \cdot t_{нi}$ и тока дуги плавкой вставки $i_d(t)$

Fig. 8. Time histories for surge current $i_y(t)$, Joule integral for surge current pulse $I^2_{уд.з.} \cdot t_{нi}$ and fuse arc current $i_d(t)$

времени $t_{нi}$. По результатам расчетов, приведенным в табл. 3, на рис. 8 построены временные зависимости амплитудного значения ударного тока $i_y(t)$ и интеграла Джоуля импульсов тока $I^2_{уд.з.} \cdot t_{нi}$ для заданных значений интервалов времени $t_{нi}$.

Расчет в первом приближении времени срабатывания предохранителя

First approximation of fuse triggering time

В качестве примера выполним расчет времени срабатывания быстродействующего предохранителя марки 25URD2123PLAF0800 для защиты диодов Д553-1600 неуправляемых выпрямителей схемы

(рис. 1) от токов короткого замыкания. Основные параметры предохранителей [11]:

- номинальное напряжение 2500 В;
- номинальный ток 800 А;
- полное значение интеграла Джоуля $I^2 \cdot t_{ср}$ при номинальном напряжении 1760 kA^2c ;
- значение интеграла Джоуля плавления плавкого элемента $I^2 \cdot \Delta t_{п}$ при 1 мс 205 kA^2c^* ;
- разрывающая способность 106 кА;
- максимальное тепловыделение 254 Вт.

(Указанный в данных для выбора и в характеристиках интеграл плавления плавкого элемента соответствует виртуальному времени плавления $\Delta t_{п.в} = 1$ мс.)

Приведем основные параметры диодов Д553-1600 выпрямителей звена постоянного тока преобразователя частоты:

- интеграл Джоуля $I^2 \cdot t = 13 \cdot 10^3 kA^2c$.
- допустимый ударный прямой ток в открытом состоянии 30 кА;
- средний прямой ток 1600 А;
- класс напряжения 42.

Кривая тока, протекающего через предохранитель в момент короткого замыкания, содержит два участка (рис. 8):

- преддуговой участок длительностью t_p ;
- участок горения дуги длительностью t_d .

Преддуговой участок предохранителя – это время между началом короткого замыкания и моментом возникновения электрической дуги, интервал О–В (рис. 8).

Преддуговой участок длительностью t_p включает в себя интервал времени, отсчитываемый от начала КЗ до момента времени, при котором сверхток достигает величины, достаточной для начала расплавления плавкого элемента предохранителя (перемычки), $t_{п}$, интервал О–А, а также время плавления самого плавкого элемента предохранителя, $\Delta t_{п}$, интервал А–В, т.е. $t_p = t_{п} + \Delta t_{п}$. За $t_{п}$ принимается время, при котором наступает равенство интеграла Джоуля импульса тока инте-

грату плавления плавкого элемента предохранителя. Время t_n можно определить на рис. 8 как точку пересечения линии, соответствующей интегралу Джоуля импульса тока $I_{у.д.з.}^2 \cdot t_{ni}$ и линии, соответствующей интегралу плавления плавкого элемента $I^2 t_p = 205 \text{ кА}^2 \text{с}$, точка С.

Виртуальное время плавления плавкого элемента предохранителя Δt_n указано в паспортных данных предохранителя. Виртуальное действующее значение тока $I_{в.д.з.}$, при котором плавкий элемент предохранителя расплавится за 1 мс, должно составлять не менее $I_{в.д.з.} = \sqrt{205\,000/0,001} = 14,31 \cdot 10^3 = 14,31 \text{ кА}$.

Причем подразумевается, что это значение тока остается неизменным на всем интервале времени плавления плавкого элемента предохранителя, т.е. на интервале $\Delta t_{п.в} = 1 \text{ мс}$. Время окончания преддугового участка для рассматриваемого примера в этом случае составит $t_p = t_n + \Delta t_n = 0,004 + 0,001 = 0,005 \text{ с}$.

При КЗ цепи постоянного тока выпрямителя амплитуда тока не остается постоянной, а изменяется во времени. Для интервала времени $t_n < t < t_p$ зависимость ударного тока от времени носит линейный характер:

$$i_y = I_{y.n.m} + (I_{y.p.m} - I_{y.n.m}) \cdot t/(\Delta t_n).$$

Воспользовавшись формулой (8), с учетом значений токов $I_{y.n.m} = 12,4 \text{ кА}$ и $I_{y.p.m} = 18 \text{ кА}$, можно рассчитать реальное действующее значение импульса тока $I_{р.д.з.}$ на интервале времени $t_n < t < t_p$. Это значение составляет 14,95 кА.

Поскольку $I_{р.д.з.} > I_{в.д.з.}$, то плавкий элемент предохранителя расплавится за интервал времени $\Delta t_{п.р}$ немного менее 1 мс. Точка В на рис. 8 соответствует времени окончания плавления плавкого элемента и появления дуги.

Участок горения дуги – это интервал времени между моментом появления дуги и моментом ее окончательного погасания, t_d . Время отключения предохранителя (время срабатывания) – это сумма преддугового времени и времени горения дуги. Точка Д на рис. 8 соответствует моменту погасания дуги:

$$t_{ср} = t_p + t_d = t_n + \Delta t_n + t_d.$$

Следует отметить, что расчет времени окончания преддугового участка кривой ударного тока (время t_p) позволяет определить максимальное значение тока, протекающего через вентиль выпрямителя при КЗ, и тем самым установить важный параметр предохранителя – эффективность ограничения

ударного тока короткого замыкания. Из рис. 8 следует, что максимальное значение ударного тока в момент начала появления дуги ($t = t_p$) составляет $I_{y.mp} = 18 \text{ кА}$, а допустимый ударный прямой ток диодов Д553-1600 в открытом состоянии равен 30 кА. Таким образом, коэффициент запаса диода по ударному току составляет 1,66.

Отсюда можно сделать вывод, что быстродействующие предохранители марки 25URD2123 PLAF0800 способны обеспечить требуемое ограничение ударного тока, протекающего через диоды выпрямителя при глухом коротком замыкании цепи постоянного тока преобразователя частоты. Построение участка характеристики тока спада дуги и определение времени горения дуги t_d представляют более сложную задачу, чем построение преддугового участка работы предохранителя. Это объясняется прежде всего тем, что процесс горения дуги сложно описать аналитически ввиду нелинейности характеристики дуги [6–10].

Уравнение равновесия напряжения замкнутого контура на интервале горения дуги описывается вторым законом Кирхгофа [10]:

$$u_2(t) = i(t) \cdot R_k + u_d(t) - L_k di(t)/dt, \quad (9)$$

где $u_2(t)$ – напряжение вторичной обмотки трансформатора; $i(t)$ – ток короткозамкнутой цепи; $u_d(t)$ – напряжение дуги; R_k – активное сопротивление короткого замыкания трансформатора, приведенное к вторичной обмотке; L_k – индуктивность короткого замыкания трансформатора, приведенная к вторичной обмотке.

Характер изменения тока на интервале горения дуги $i_d(t)$ можно установить, решив уравнение (9). Аналитического решения этого уравнения, к сожалению, не существует ввиду нелинейного характера изменения напряжения дуги во времени $u_d(t)$.

В настоящее время для определения времени срабатывания предохранителей широкое применение находит методика, основанная на применении защитных времятоковых характеристик предохранителей, которые задаются заводами-изготовителями.

При отсутствии времятоковой характеристики время горения дуги можно определить в первом приближении, приняв линейный характер спада тока дуги. Действительно, как видно из осциллограммы процесса горения плавкого элемента (рис. 2.30 в [10]), основной участок кривой спада тока может быть аппроксимирован прямой линией. В этом случае действующее значение тока дуги можно определить по формуле $I_{д.д.з.} = I_{y.mp}/\sqrt{3} = 18\,000/1,73 = 10\,400 \text{ А}$.

Интеграл Джоуля дуги $I_{д.д.з.}^2 \cdot t_d$ можно определить как разность полного значения интеграла Джоуля срабатывания предохранителя $I_{ср.д.з.}^2 \cdot t_{ср}$ и интеграла Джоуля преддугового участка $I_{р.д.з.}^2 \cdot t_p$, т.е.:

$$I_{д.д.з.}^2 \cdot t_d = I_{ср.д.з.}^2 \cdot t_{ср} - I_{р.д.з.}^2 \cdot t_p = 1760 - 205 = 1555 \text{ кА}^2\text{с}.$$

Время горения дуги в этом случае составляет

$$t_d = I_{д.д.з.}^2 \cdot t_d / I_{д.д.з.}^2 = 0,0144 \text{ с}.$$

Таким образом, полное время срабатывания предохранителя составит

$$t_{ср} = t_p + t_d = 0,005 + 0,0144 = 0,0194 \text{ с} \approx 0,02 \text{ с}$$

(рис. 8, точка Д).

Расчет величины напряжения дуги

Calculation of arc voltage

При расплавлении плавкого элемента предохранителя возникает напряжение дуги $u_d(t)$, величину которого можно определить по формуле (10):

$$u_d(t) = u_2(t) - e_L(t) - i(t) \cdot R_k = u_2(t) + L_k di(t)/dt - i(t) \cdot R_k, \quad (10)$$

где $e_L = -L_k di(t)/dt$ – ЭДС самоиндукции, возникающая на индуктивности короткозамкнутой цепи при горении дуги; $u_2(t)$ – напряжение вторичной обмотки трансформатора на интервале горения дуги.

В первом приближении можно принять экспоненциальный характер зависимости ЭДС самоиндукции от времени (11):

$$e_L = -(L_k I_{y.mp} / t_d) e^{-(t-t_p)/t_d}. \quad (11)$$

Падение напряжения на активном сопротивлении обмотки трансформатора:

$$\Delta U_{R_k} = R_k \cdot I. \quad (12)$$

Мгновенное значение напряжения фазы вторичной обмотки трансформатора на интервале горения дуги определяется с учетом угла фазового сдвига тока и напряжения фазы, φ_k . На момент времени возникновения дуги $t = t_p$ мгновенное значение напряжения фазы u_2 равно $u_{2(t_p)} = U_{2m} \sin \omega t_p$.

Напряжение дуги:

$$u_d(t) = u_2(t) + L_k di(t)/dt - i(t) \cdot R_k. \quad (13)$$

Определим максимальное значение ЭДС самоиндукции $E_{L_{\max}} = -L_k di(t)/dt$, приняв для расчета усредненное значение скорости спада тока

дуги как отношение амплитуды тока дуги $I_{y.mp}$ к интервалу времени горения дуги t_d , т.е. $di(t)/dt \approx I_{y.mp}/t_d = 18000/0,0144 = 1,25 \cdot 10^6 \text{ А/с}$.

В этом случае напряжение дуги составит

$$u_d(t) = u_2(t) + L_k di(t)/dt - i(t) \cdot R_k = 1589 \cdot 0,9964 + 2,66 \cdot 10^{-4} \cdot 1,25 \cdot 10^6 - 18000 \cdot 0,0073 = 1584 + 333 - 131 = 1786 \text{ В}.$$

Выполненные расчеты показывают, что при срабатывании предохранителя напряжение дуги достигает 1786 В. С учетом того, что для выпрямителей выбраны диоды Д553-1600 42 класса, запас по напряжению диодов составит $4200/1786 = 2,35$. Амплитуда ударного тока ограничена предохранителем до значения, равного 18 кА, что обеспечивает сохранность и работоспособность диодов выпрямителя при КЗ цепи постоянного тока преобразователя частоты.

Отметим также, что диоды Д553-1600 имеют более чем семикратный запас по величине интеграла Джоуля по сравнению с предохранителями марки 25URD2123PLAF0800, что гарантирует защиту диодов от тепловой перегрузки на всем интервале времени срабатывания предохранителя.

Заключение

Conclusion

Предложена упрощенная методика расчета эквивалентных параметров короткого замыкания трансформатора с расщепленной вторичной обмоткой.

Выполнен аналитический расчет и проведено моделирование электромагнитных процессов КЗ цепи постоянного тока преобразователя частоты. Выполненные исследования показали хорошую сходимость результатов аналитического расчета и компьютерного моделирования электромагнитных процессов КЗ, подтвердив тем самым обоснованность принятых допущений при выводе расчетных соотношений параметров КЗ трансформатора с расщепленной обмоткой.

Предложена также упрощенная методика расчета времени срабатывания предохранителя и расчета параметров дуги, позволяющая оценить возможность быстродействующего предохранителя ограничить амплитуду тока КЗ, протекающего через вентили выпрямителя в режиме КЗ. Показано, что современные быстродействующие силовоточные предохранители способны обеспечить эффективное ограничение ударного тока, протекающего через вентили выпрямителя при глухом КЗ цепи постоянного тока преобразователя частоты.

Выполненные исследования должны способствовать повышению обоснованности выбора диодов выпрямителя и устройств защиты от ударных токов КЗ, а также способствовать повышению надежности системы электродвижения корабля в целом.

Список использованной литературы

- ГОСТ 29176-91. Короткие замыкания в электроустановках. Методика расчета в электроустановках постоянного тока. Москва : Изд-во стандартов, 1992. 47 с.
- Полупроводниковые выпрямители / [Е.И. Беркович и др.]; под ред. Ф.И. Ковалева, Г.П. Мостковой. Москва : Энергия, 1967. 479 с.
- Фишлер Я.Р., Урманов Р.Н., Пестряева Л.М. Трансформаторное оборудование для преобразовательных установок. Москва : Энергоатомиздат, 1989. 319, [1] с. (Трансформаторы ; вып. 41).
- Электроснабжение метрополитенов. Устройство, эксплуатация и проектирование / [Е.И. Быков, А.М. Колузаев, Л.С. Едигарян и др.]. Москва : Транспорт, 1977. 431 с.
- Моделирование электромагнитных процессов пуска трансформатора в составе преобразователя частоты электропривода гребного винта / А.А. Мартынов, И.А. Горюшкин, С.К. Ляпидов [и др.] // Труды Крыловского государственного научного центра. 2023. № 3(405). С. 99–115. DOI: 10.24937/2542-2324-2023-3-405-99-115.
- Cassie A.M. A new theory of rupture and circuit severity. Paris : CIGRE, 1939. 14 p. (CIGRE Report ; 102).
- Cassie A.M. Arc rupture and circuit severity: a new theory // Proceedings of Conference Internationale des Grands Reseaux Electriques a haute tension. Paris, 1939. Pag. var., p. 1–14.
- Mayr O. Beiträge zur Theorie des statischen und des dynamischen Lichtbogens // Archiv für Elektrotechnik. 1943. Bd. 37, No. 12. P. 588–608. DOI: 10.1007/BF02084317.
- Защита электрических сетей 0,4 кВ : учебно-методическое пособие / Сост. Р.П. Короткий, В.Н. Курапин, В.В. Цыганов ; ВГЦХА. Волгоград, 2007. 44 с.
- Намиток К.К., Хмельницкий Р.С., Аникеева К.Н. Плавкие предохранители. Москва : Энергия, 1979. 176 с.
- Semi-conductor PSC – LR fuses / Ferraz Shawmut. [Villeurbanne], 2002. 24 p. URL: <https://www.chauvinhuong.com/Data/Sites/1/media/CATALOGUEPC94UD17C14CTD.pdf>.
- Semiconductor-based rectifiers / Ye.I. Berkovich [et al.]. Moscow : Energiya, 1967. 479 p. (in Russian).
- Fishler Ya.R., Urmanov R.N., Pestryaeva L.M. Transformers for converters. Moscow : Energoatomizdat, 1989. 319, [1] p. (in Russian).
- Metro rail power systems: design, engineering and operation / Ye.I. Bykov, A.M. Koluzaev, L.S. Yedigaryan [et al.]. Moscow : Transport, 1977. 431 p. (in Russian).
- Transformer startup in frequency converter of marine propulsion motor: simulation of electromagnetic processes / A.A. Martynov, I.A. Goryushkin, S.K. Lyapidov [et al.] // Transactions of the Krylov State Research Centre. 2023. Vol. 3(405). P. 99–115. DOI: 10.24937/2542-2324-2023-3-405-99-115 (in Russian).
- Cassie A.M. A new theory of rupture and circuit severity. Paris : CIGRE, 1939. 14 p. (CIGRE Report ; 102).
- Cassie A.M. Arc rupture and circuit severity: a new theory // Proceedings of Conference Internationale des Grands Reseaux Electriques a haute tension. Paris, 1939. Pag. var., p. 1–14.
- Mayr O. Beiträge zur Theorie des statischen und des dynamischen Lichtbogens // Archiv für Elektrotechnik. 1943. Bd. 37, No. 12. P. 588–608. DOI: 10.1007/BF02084317.
- Protection of 0.4 kV grids: Student's Guide / R.P. Kоротky, V.N. Kurapin, V.V. Tsyganov ; Volgograd State Agriculture Academy. Volgograd, 2007. 44 p. (in Russian).
- Namitokov K.K., Khmel'nitsky R.S., Anikееva K.N. Safety fuses. Moscow : Energiya, 1979. 176 p. (in Russian).
- Semi-conductor PSC – LR fuses / Ferraz Shawmut. [Villeurbanne], 2002. 24 p. URL: <https://www.chauvinhuong.com/Data/Sites/1/media/CATALOGUEPC94UD17C14CTD.pdf>.

References

- GOST 29176-91. Short circuits in electric installations. Calculation procedure for DC installations. Moscow : Publishing House of Standards, 1992. 47 p. (in Russian).

Сведения об авторах

Мартынов Александр Александрович, к.т.н., старший научный сотрудник филиала «ЦНИИ СЭТ» ФГУП «Крыловский государственный научный центр», доцент кафедры электромеханики и робототехники ФГАОУ ВО «Санкт-Петербургский университет аэрокосмического приборостроения». Адрес: 190000, Россия, Санкт-Петербург, Большая Морская ул., д. 67. Тел.: +7 (812) 494-70-34. E-mail: Martynov41@mail.ru. <https://orcid.org/0000-0002-7464-1236>.

Горюшкин Иван Александрович, начальник отдела филиала «ЦНИИ СЭТ» ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196128, Россия, Санкт-Петербург, Благодатная ул., д. 6. Тел.: +7 (812) 748-52-46. E-mail: I_Goryushkin@ksrc.ru.

Ляпидов Станислав Константинович, старший инженер 1-й категории филиала «ЦНИИ СЭТ» ФГУП «Крылов-

ский государственный научный центр». Адрес: 196128, Россия, Санкт-Петербург, Благодатная ул., д. 6. E-mail: S_Lyapidov@ksrc.ru.

Соколов Дмитрий Владимирович, ведущий инженер филиала «ЦНИИ СЭТ» ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196128, Россия, Санкт-Петербург, Благодатная ул., д. 6. E-mail: D_Sokolov@ksrc.ru.

Симухин Владимир Игоревич, инженер филиала «ЦНИИ СЭТ» ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196128, Россия, Санкт-Петербург, Благодатная ул., д. 6. E-mail: V_Simuhin@ksrc.ru.

About the authors

Alexandr A. Martynov, Cand. Sci. (Eng.), Senior scientist, TSNII SET branch of Krylov State Research Centre, Associate Professor, Electromechanics and Robotics Department, St. Petersburg University of Aerospace Engineering. Address: 67, Bolshaya Morskaya st., St. Petersburg, Russia,

post code 190000. Tel.: +7 (812) 494-70-34. E-mail: Martynov41@mail.ru. <https://orcid.org/0000-0002-7464-1236>.

Ivan A. Goryushkin, Head of Department, TSNII SET branch of Krylov State Research Centre. Address: 6, Blagodatnaya st., St. Petersburg, Russia, post code 196128. Tel.: +7 (812) 748-52-43. E-mail: I_Goryushkin@ksrc.ru.

Stanislav K. Lyapidov, 1st Category Engineer TSNII SET branch of Krylov State Research Centre. Address: 6, Blagodatnaya st., St. Petersburg, Russia, post code 196128. E-mail: S_Lyapidov@ksrc.ru.

Dmitry V. Sokolov, Lead Engineer, TSNII SET branch of Krylov State Research Centre. Address: 6, Blagodatnaya st., St. Petersburg, Russia, post code 196128. Tel.: +7 (812) 748-52-48. E-mail: D_Sokolov@ksrc.ru.

Vladimir I. Simukhin, Engineer, TSNII SET branch of Krylov State Research Centre. Address: 6, Blagodatnaya st., St. Petersburg, Russia, post code 196128. Tel.: +7 (812) 748-52-48. E-mail: V_Simuhin@ksrc.ru.

Поступила / Received: 08.11.24
Принята в печать / Accepted: 11.02.25
© Коллектив авторов, 2025