

**МИНИСТЕРСТВО НАУКИ И ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ
РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ**

**ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ
БЮДЖЕТНОЕ ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ
ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ
«НИЖЕГОРОДСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ им. Р.Е. АЛЕКСЕЕВА»**

ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНАЯ ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

№ 2

Нижний Новгород 2024

УДК 621.3
ББК 31.2

Интеллектуальная электротехника / НГТУ им. Р.Е. Алексеева. – Нижний Новгород, 2024. № 2 (26). – 140 с.

Выходит 1 раз в квартал

Журнал включен ВАК при Минобрнауки России в перечень рецензируемых научных изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученой степени кандидата наук, на соискание ученой степени доктора наук по специальностям 2.4.2. Электротехнические комплексы и системы (технические науки), 2.4.3. Электроэнергетика (технические науки)

Главный редактор

Алексей Борисович Лоскутов, д-р техн. наук, профессор

зам. гл. редактора

Андрей Борисович Дарьенков д-р техн. наук, доцент
Елена Николаевна Соснина д-р техн. наук, профессор

отв. секретарь

Андрей Владимирович Шалухо канд. техн. наук

отв. редактор

Валерия Игоревна Казакова канд. филос. наук, доцент

выпускающий редактор

Иван Алексеевич Липужин канд. техн. наук

ЧЛЕНЫ РЕДКОЛЛЕГИИ:

Даурен Садыкович Ахметбаев	д-р техн. наук (Казахстан)
Геннадий Яковлевич Вагин	д-р техн. наук, профессор
Леонид Абрамович Герман	д-р техн. наук, профессор
Валерий Геннадьевич Гольдштейн	д-р техн. наук, профессор
Игорь Васильевич Гуляев	д-р техн. наук, профессор
Павел Владимирович Илюшин	д-р техн. наук
Александр Леонидович Куликов	д-р техн. наук, профессор
Виктор Николаевич Мещеряков	д-р техн. наук, профессор
Георгий Борисович Онищенко	д-р техн. наук, профессор
Александр Сергеевич Плехов	канд. техн. наук, доцент
Александр Юрьевич Смирнов	д-р техн. наук, доцент
Vitezslav Styskala	д-р техн. наук, профессор (Чехия)
Владимир Георгиевич Титов	д-р техн. наук, профессор
Олег Станиславович Хватов	д-р техн. наук, профессор
Юрий Иванович Хохлов	д-р техн. наук, профессор
Александр Иванович Чивенков	д-р техн. наук, профессор
Roustiam Chakirov	д-р техн. наук, профессор (Германия)

Учредитель и издатель:

федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования «Нижегородский государственный технический университет
им. Р.Е. Алексеева»

(603155, Нижегородская обл., г. Нижний Новгород, ул. Минина, д. 24)

Электронная версия журнала:
<https://ie.nntu.ru>

*СМИ зарегистрировано Роскомнадзором
ПИ № ФС77-81688 от 06 августа 2021 г.*

ISSN 2658-6754

УДК 621.3

© Нижегородский государственный технический
университет им. Р.Е. Алексеева, 2024

СОДЕРЖАНИЕ

ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ КОМПЛЕКСЫ И СИСТЕМЫ	4
Минакова Т.Е., Михайлов Д.А. Централизованная система автоматического восстановления электроснабжения предприятий горнодобывающей отрасли.....	4
Максимов С.П., Ладин А.В., Кузнецов П.А. Исследование режимов плавки гололеда на ВЛ-10(6) кВ без отключения потребителей.....	23
Чернявская С.А., Гайдук С.В., Абейдулин С.А. Определение зависимостей параметров резонансного контура в системе беспроводной передачи энергии от индуктивности катушки.....	40
Кирьянов Н.А., Комков А.Н. Предиктивная диагностика высоковольтных электродвигателей.....	53
Кокорев А.А., Соснина Е.Н. Об учете коэффициента температурной коррекции при мониторинге силового трансформатора 6-20 кВ.....	69
ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА	83
Калинин Е.В., Чивенков А.И. Характеризация магнитной проницаемости пакета стальных пластин в направлении нормального магнитного потока.....	83
Гусаченко Е.А. Расчет энергетических воздействий на варисторы при проверке их пропускной способности.....	105
ХРОНИКА.....	124
К 80-летию Бориса Васильевича Папкова.....	124
70 лет кафедре АЭС Самарского государственного технического университета.....	129
Памяти Георгия Борисовича Онищенко (04.04.1931 – 27.05.2024).....	135

ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ КОМПЛЕКСЫ И СИСТЕМЫ

УДК 621.316.925

EDN: EPCVZC

**ЦЕНТРАЛИЗОВАННАЯ СИСТЕМА
АВТОМАТИЧЕСКОГО ВОССТАНОВЛЕНИЯ
ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ПРЕДПРИЯТИЙ
ГОРНОДОБЫВАЮЩЕЙ ОТРАСЛИ****Т.Е. Минакова**ORCID: 0000-0001-5776-1917 e-mail: t.e.minakova@mail.ru

Санкт-Петербургский горный университет

*Санкт-Петербург, Россия***Д.А. Михайлов**ORCID: 0009-0001-3510-3339 e-mail: daniilmihajlov7762@gmail.com

Санкт-Петербургский горный университет

Санкт-Петербург, Россия

Предлагается централизованная система совместной работы противоаварийной автоматики (повторного включения и ввода резерва) и релейной защиты для системы электроснабжения предприятия с протяженными кабельными линиями напряжения 6-10 кВ. Данная система особенно актуальна на предприятиях с взрывоопасными и тяжелыми условиями работы, где выдержка времени при отключении повреждения может привести к катастрофическим последствиям. Предложенный алгоритм взаимодействия релейной защиты и противоаварийной автоматики (РЗА) обеспечивает повышение быстродействия, селективность отключения повреждения и интеграцию релейных защит со средствами автоматики на основе микропроцессорных терминалов или компьютерной техники. Разработанная архитектура интеграции данных содержит микропроцессор или компьютер, контроллеры с интерфейсами физического обмена данными со средствами релейной защиты, системой диспетчеризации, каналами связи телемеханических систем и их узлов. Подземное расположение объектов управления систем электроснабжения предприятий минерально-сырьевого комплекса предопределяет дистанционное диспетчерское управление наземными службами. Контрольные пункты телемеханики имеют множество каналов передачи информации от распределенных средств коммутации схемы электроснабжения и их органов формирования сигналов о положении и сигналах управления ими. Обосновано необходимое техническое обеспечение для осуществления предложенного алгоритма и рассмотрен пример его реализации на участке системы электроснабжения горнодобывающего предприятия. Исследования, проведенные на

лабораторном стенде, показали повышение быстродействия отключения поврежденных участков, и одновременно – селективности действия РЗА. Разработана математическая модель для системы электроснабжения с предложенной схемой интеграции данных РЗА.

Ключевые слова: логическая защита, противоаварийная автоматика, релейная защита, селективность, электроснабжение горнодобывающих предприятий.

Для цитирования: Минакова Т.Е., Михайлов Д.А. Централизованная система автоматического восстановления электроснабжения предприятий горнодобывающей отрасли // Интеллектуальная электротехника. 2024. № 2. С. 4-22. EDN: EPCVZC

CENTRALIZED SYSTEM FOR AUTOMATIC RESTORATION OF POWER SUPPLY OF MINING INDUSTRY ENTERPRISES

T.E. Minakova

ORCID: 0000-0001-5776-1917 e-mail: t.e.minakova@mail.ru

Saint-Petersburg Mining University
Saint Petersburg, Russia

D.A. Mihajlov

ORCID: 0009-0001-3510-3339 e-mail: daniilmihajlov7762@gmail.com

Saint-Petersburg Mining University
Saint Petersburg, Russia

Abstract. The paper presents centralized system for joint operation of emergency automation (automatic reclosing and automatic transfer switch) and relay protection is proposed for the power supply system of an enterprise with long 6-10 kV cable lines. This is especially relevant in enterprises with explosive and difficult working conditions, where a delay in disconnecting a fault can lead to catastrophic consequences. The proposed algorithm for the interaction of relay protection and emergency automation ensures increased speed, selectivity of fault shutdown and integration of relay protection with automation equipment based on microprocessor terminals or computer equipment. The developed data integration architecture contains a microprocessor or computer, controllers with interfaces for physical data exchange with relay protection means, a dispatch system, communication channels of telemechanical systems and their components. The underground location of control facilities for power supply systems of mineral resource complex enterprises predetermines remote dispatch control of ground services. Telemechanics control points have many channels for transmitting information from distributed switching means of the power supply circuit and their organs for generating signals about their position and control signals. The article substantiates the necessary technical support for implementing the proposed algorithm and considers an example of its implementation in a section of the power

supply system of a mining enterprise. Research carried out on a laboratory bench showed an increase in the speed of disconnecting damaged areas, and at the same time – the selectivity of the action of relay protection and emergency automation. A mathematical model has been developed for the power supply system with a proposed scheme for integrating relay protection and emergency automation data.

Keywords: relay protection, emergency automation, logical protection, selectivity, power supply for mining enterprises.

For citation: T.E. Minakova and D.A. Mihajlov, “Centralized system for automatic restoration of power supply of mining industry enterprises”, *Smart Electrical Engineering*, no. 2, pp. 4-22, 2024. EDN: EPCVZC

I. Введение

Обеспечение работоспособного состояния действующих систем релейной защиты и противоаварийной автоматики (РЗА) является одной из важнейших задач отечественной электроэнергетики. Последние технические достижения в данной сфере направлены на замену электромеханической релейной защиты цифровыми микропроцессорными средствами, позволяющими повысить быстродействие и надежность [1]. Существенным отличием средств микропроцессорной релейной защиты от электромеханических является способность не только контролировать текущие значения двух параметров: тока и напряжения (а при их отклонении от допустимых значений — формировать сигналы отключения), но и определять и запоминать причины, время и дату отключения, сохранять параметры предшествующего режима, продолжительность аварии и т.д. [2, 3].

Надежность системы электроснабжения при применении микропроцессорных средств со временем только увеличивается, так как при обновлении программного обеспечения появляется возможность исправления ошибок и создания более совершенных алгоритмов функционирования системы релейной защиты. Такой возможности у электромеханической релейной защиты нет, она подвержена износу, что со временем сильно снижает ее надежность [4].

Несмотря на широкий выбор экономически выгодных предложений по повышению надежности и устойчивости системы электроснабжения, зачастую они не используются, так как сложны для эксплуатационного персонала [5]. Для повышения надежности система релейной защиты выполняется как можно более простой при условии сохранения показателей быстродействия, надежности, селективности. Для достижения быстродействия и селективной работы в нее включаются вычислительные и логические процедуры, которые вырабатывают, например, латентные переменные, необходимые и достаточные для эффективной защиты электроустановок и систем их электроснабжения [6, 7].

II. Материалы и методы

На предприятиях минерально-сырьевого комплекса, особенно опасных по концентрации газов и пыли, а именно – горнодобывающих и нефтегазовых – в системе электроснабжения важнейшую роль играют защиты мгновенного действия, которые используются в качестве основных. Если при аварии данные защиты работают неселективно, происходит массовое отключение потребителей [8]. Распределительные устройства системы электроснабжения на предприятиях, относящихся к минерально-сырьевому комплексу, могут находиться на большом расстоянии друг от друга, поэтому восстановление системы после ее распада из-за короткого замыкания затруднено [9, 10]. При этом требуется диспетчер высокой квалификации, способный дистанционно принимать решения, обеспечивающие безопасное восстановление поврежденных участков сетей. Поэтому уже на текущий момент возникает необходимость в системах автоматического восстановления сетей после короткого замыкания, способных исправить неселективное действие защит и осуществить при необходимости ввод резервного источника питания [11, 12]. В настоящее время в системах РЗА (релейной защиты и автоматики) предприятий минерально-сырьевого комплекса используются в основном электромеханические реле типа РТ-40, РСТ, РТ-81 и т.д. Хотя данные реле и зарекомендовали себя как простые и надежные системы защиты, на крупных и ответственных предприятиях они заменяются на микропроцессорные устройства. Данный переход связан с недостаточными быстродействием и чувствительностью электромеханических устройств, а также моральным и физическим износом. Полному переходу к новым видам систем РЗА препятствует высокая стоимость данных систем, а также сложность наладки, обслуживания и эксплуатации. Таким образом, востребованной является гибкая система релейной защиты и автоматики, которая будет простой в эксплуатации и открытой, с возможностью изменения схемы электроснабжения. На предприятиях минерально-сырьевого комплекса должны быть реализованы следующие виды защит и автоматики [13]:

- 1) на фидерах: защиты минимального напряжения и АПВ (автоматического повторного включения);
- 2) на секционных и вводных выключателях: АВР (автоматического ввода резерва) и АПВ.

Создание централизованных систем, включающих в себя АПВ, АВР, быстродействующие защиты и защиты минимального напряжения, позволит обеспечить селективное отключение поврежденного участка без выдержки времени и восстановление электроснабжения неповрежденных участков. Применительно к распространенной на практике схеме (рис. 1) рассмотрим реализацию алгоритма централизованного автоматического повторного включения и автоматического включения резерва (ЦАПВ и

ЦАВР), используемого на сегодняшний день на многих предприятиях минерально-сырьевого комплекса для автоматизированного восстановления системы электроснабжения. На рис. 1 представлен фрагмент принципиальной схемы электроснабжения предприятия. Изображение вводных выключателей на схеме выполняется без отходящей линии. Секционные выключатели (СВ) в нормальном режиме разомкнуты (обозначено символом X). Остальные выключатели являются линейными.

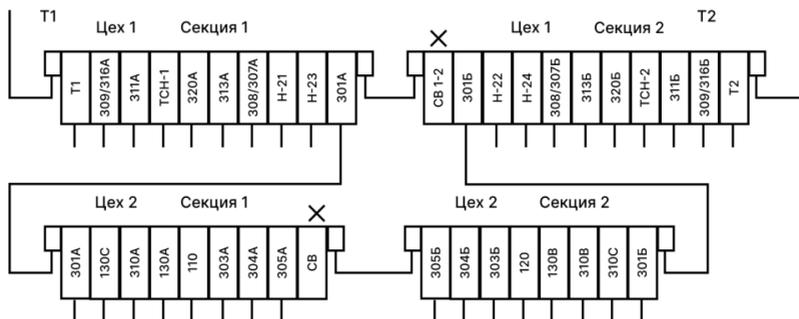


Рис. 1. Принципиальная схема электроснабжения предприятия

Fig. 1. Schematic diagram of the enterprise's power supply

Главной функцией систем ЦАПВ и ЦАВР, реализуемой на предприятии, является включение всех неселективно отключенных при коротком замыкании в любом месте системы электроснабжения выключателей. В случае необходимости система также осуществляет включение резервного источника питания. На рис. 1 представлено исходное состояние системы электроснабжения, питание осуществляется отдельно по секциям. От каждого выключателя поступает два вида сигнала в систему ЦАПВ и ЦАВР, а именно: сигнал о срабатывании максимальной токовой защиты (МТЗ) и сигнал о положении выключателя. Для реализации алгоритма исходная схема сети преобразуется в схемы электроснабжения для каждого из конечных потребителей, схемы для потребителей одной секции распределительного устройства будут одинаковыми и иметь два (три) источника.

Алгоритмом ЦАПВ и ЦАВР реализуется процесс восстановления неповрежденной части системы электроснабжения после отключения участков, на которых идентифицировано короткое замыкание или иная авария. С целью обеспечения однозначности понимания и реализации в схеме электроснабжения на предприятии представим алгоритм функционирования РЗА в схематической и табличной форме. В соответствии с алгоритмами

централизованного управления АПВ и АВР осуществляется каскадное восстановление участков сети, кроме последнего перед зоной КЗ.

Если этого недостаточно, для восстановления электроснабжения, производится подключение резервного источника питания. В первую очередь, выполняется кодирование каждого выключателя [14, 15]. Код выключателя записывается в виде А–Б–В, где А – номер уровня распределительного устройства; Б – номер секции; В – номер выключателя. Табл. 1 представляет процесс кодирования выключателей рассматриваемой схемы.

Таблица 1.
Кодирование выключателей системы электроснабжения

Table 1.
Coding of power supply system switches

Обозначение на принципиальной схеме	Код
Цех 1, 1РУ-10 кВ, секция 1	
Вводный выключатель Т1	1-1-1
309/316А	1-1-2
311А	1-1-3
ТСН-1	1-1-4
320А	1-1-5
313А	1-1-6
308/307А	1-1-7
Н-21	1-1-8
Н-23	1-1-9
301А	1-1-10
Цех 1, 1РУ-10кВ, секция 2	
Вводный выключатель Т2	1-2-1
309/316Б	1-2-2
311Б	1-2-3
ТСН-2	1-2-4
320Б	1-2-5
313Б	1-2-6
308/307Б	1-2-7
Н-22	1-2-8
Н-24	1-2-9
301Б	1-2-10
Секционный выключатель СВ1-2	1-2-11
Цех 2, РП-301, секция 1	
301А (вводной)	2-1-1
130С	2-1-2
310 А	2-1-3
130А	2-1-4
110	2-1-5
303А	2-1-6

Продолжение табл. 1

Table 1 (continued)

Обозначение на принципиальной схеме	Код
305А	2-1-8
Секционный выключатель СВ	2-1-9
Цех 2, РП-301, секция 2	
301Б (вводной)	2-2-1
130В	2-2-2
310В	2-2-3
310С	2-2-4
120	2-2-5
303Б	2-2-6
304Б	2-2-7
305Б	2-2-8

Номер уровня в табл.1 растет по мере удаления от источника электропитания. В тех случаях, когда шины не секционированы, их номер считается равным 1. Таким образом, принципиальная схема принимает вид, представленный на рис. 2.

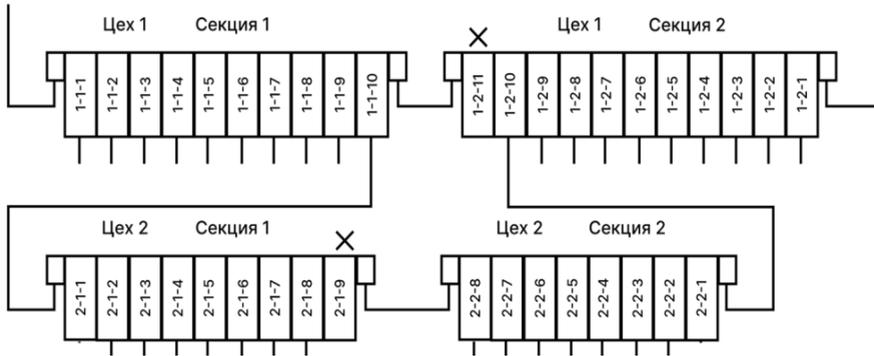


Рис. 2. Кодированная принципиальная схема электроснабжения предприятия

Fig. 2. Coded schematic diagram of enterprise power supply

Для составления алгоритма преобразуем исходную принципиальную схему таким образом, чтобы сформировалась магистральная схема сети от источников до конечных потребителей. Сформированная сеть представляется графом, который для потребителей Цеха 2 (секции 1 и 2) представлен на рис. 3. Основными источниками энергии являются трансформаторы Т1 (для потребителей секции 1) через выключатели 1-1-1, 1-1-10 и 2-1-1 и

трансформатор Т2 через выключатели 1-2-1, 1-2-10 и 2-2-1. Напряжение от резервного источника подается через отключенный в нормальном режиме выключатель 2-1-9.

Окружностями (вершины графа) обозначены выключатели магистралей, состояние которых: 1 – включен, 0 – выключен.

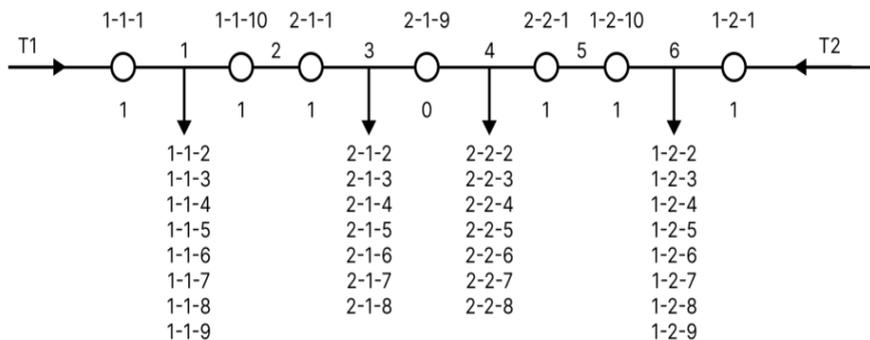


Рис. 3. Граф системы электроснабжения предприятия

Fig. 3. Graph of the enterprise power supply system

Данный граф представляется в табл. 2, в которую заносятся коды выключателей и номера ветвей графа. В зависимости от точки короткого замыкания в таблице заполняются столбцы состояния выключателей после короткого замыкания и необходимые команды, подаваемые на выключатели с целью восстановления системы электроснабжения предприятия.

Для потребителей Цеха 1 (секции 1 и 2) основными источниками будут являться трансформаторы Т1 и Т2, а резервным источником является отключенный в нормальном режиме выключатель 1-2-11.

Детали алгоритм работы ЦАПВ и ЦАВР представим в типовых аварийных режимах, а именно: в случае КЗ за выключателем 2-1-5, в случае КЗ на шинах 1-ой секции цеха 2 и в случае КЗ на шинах 1-й секции цеха 1.

Состояние выключателей после КЗ и последующего восстановления электроснабжения отображается на диспетчерском пункте следующими обозначениями в табл. 2: «К» – выключатель отключен МТЗ; «Ж» – выключатель отключен вследствие исчезновения напряжения на шинах; «З» – выключатель включен; «Г» – отключен в нормальном режиме работы. В нижней части таблицы указывается код выключателя, за которым произошло короткое замыкание.

Таблица 2.
Таблица состояний коммутационных аппаратов

Table 2.
Table of states of switching devices

Номер линии и ветви графа	Код выключателя	Варианты реализации КЗ и результаты восстановления					
		КЗ у потреби- теля (2-1-5)		КЗ на шинах секции 1 цеха 2		КЗ на шинах секции 1 цеха 1	
		После КЗ	После восст.	После КЗ	После восст.	После КЗ	После восст.
T1	1-1-1	З	З	З	З	К	К
1							
	1-1-10	К	З	К	К	К	К
2							
	2-1-1	К	З	К	К	К	К
3							
	2-1-9	Г	Г	Г	Г	Г	К
4							
	2-2-1	З	З	З	З	З	З
5							
	1-2-10	З	З	З	З	З	З
6							
T2	1-2-1	З	З	З	З	З	З
1	1-1-2	З	З	З	З	К	К
	1-1-3	З	З	З	З	К	К
	1-1-4	З	З	З	З	К	К
	1-1-5	З	З	З	З	К	К
	1-1-6	З	З	З	З	К	К
	1-1-7	З	З	З	З	К	К
	1-1-8	З	З	З	З	К	К
	1-1-9	З	З	З	З	К	К
3	2-1-2	Ж	З	К	К	Ж	З
	2-1-3	Ж	З	К	К	Ж	З
	2-1-4	Ж	З	К	К	Ж	З
	2-1-5	К	К	К	К	Ж	З
	2-1-6	Ж	З	К	К	Ж	З
	2-1-7	Ж	З	К	К	Ж	З
	2-1-8	Ж	З	К	К	Ж	З
4	2-2-2	З	З	З	З	З	З
	2-2-3	З	З	З	З	З	З
	2-2-4	З	З	З	З	З	З
	2-2-5	З	З	З	З	З	З
	2-2-6	З	З	З	З	З	З

Продолжение табл. 2

Table 2 (continued)

Номер линии и ветви графа	Код выключателя	Варианты реализации КЗ и результаты восстановления					
		КЗ у потребителя (2-1-5)		КЗ на шинах секции 1 цеха 2		КЗ на шинах секции 1 цеха 1	
		После КЗ	После восст.	После КЗ	После восст.	После КЗ	После восст.
	2-2-7	3	3	3	3	3	3
	2-2-8	3	3	3	3	3	3
6	1-2-2	3	3	3	3	3	3
	1-2-3	3	3	3	3	3	3
	1-2-4	3	3	3	3	3	3
	1-2-5	3	3	3	3	3	3
	1-2-6	3	3	3	3	3	3
	1-2-7	3	3	3	3	3	3
	1-2-8	3	3	3	3	3	3
	1-2-9	3	3	3	3	3	3
Код выключателя, после которого КЗ		2-1-5		2-1-1		1-1-1	

Отключенный максимальной токовой защитой выключатель одновременно с командой на отключение посылает сигнал на включение выключателя, расположенного ближе к источнику. Таким образом, КЗ отключается селективно ближайшим выключателем. При восстановлении напряжения на шинах защита минимального напряжения, отключившая выключатели смежных присоединений (код Ж), включает отключенные выключатели. Для реализации на предприятии системы централизованного автоматизированного повторного включения и ввода резерва составляется схема структуры автоматики (рис. 4).

Схема содержит следующие компоненты: цифровое аппаратное и программное обеспечение на базе микропроцессоров или компьютеров (МП), физические интерфейсы и контроллеры для обмена данными с периферийными устройствами (К), собственно устройства релейной защиты (УРЗ), органы диспетчерского управления режимами и схемами сетей (Д) и узлы их коммуникаций (У), собственно средства телекоммуникаций – линии (ЛТ), систему их контрольных пунктов (КП 1...КП N) и систему электроснабжения (СЭС). Необходимо отметить, что на предприятиях минерально-сырьевого комплекса потребитель может находиться под землей, связь с ним осуществляется через линии связи телемеханики от диспетчерских служб, расположенных на поверхности. Каждый контрольный пункт

телемеханики (КП) подключен к нескольким выключателям, что позволяет получать сигналы о срабатывании релейной защиты и о состоянии выключателей. Контроллер играет ключевую роль в системе, управляя всеми ее аспектами. Его функции включают в себя прием и передачу информации на компьютер, а после принятия диспетчером решения – получение сигналов от компьютера и направление требуемых команд управления на блок рабочих реле. В ПК диспетчера заносится схема электроснабжения, и именно в нем реализуется алгоритм централизованного автоматизированного повторного включения и ввода резерва. Сигналы от выключателей поступают на контроллер, который формирует сигнал прерывания, отображаемый на компьютере, что приводит к остановке текущих программ на компьютере. На компьютере отображается место возникновения короткого замыкания, после чего активируется программа централизованного аварийного отключения (ЦАПВ) и автоматического восстановления (ЦАВР). Диспетчер может наблюдать картину отключений после короткого замыкания, а также решение централизованного АПВ и АВР.

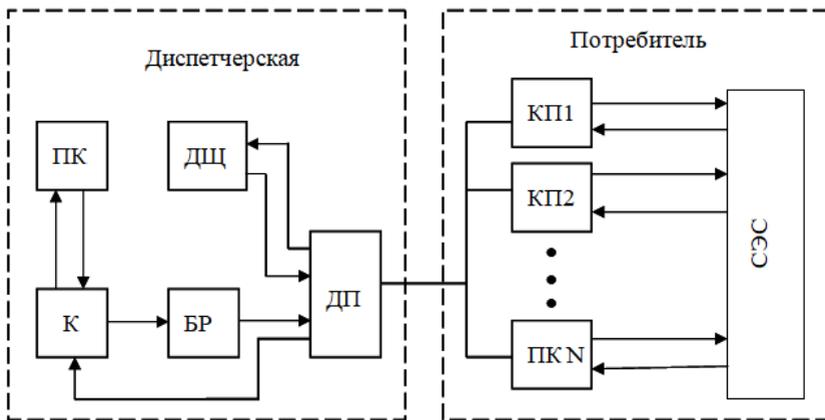


Рис. 4. Структурная схема системы централизованной противоаварийной автоматики

Fig. 4. Block diagram of the centralized emergency automation system

В данной схеме предусмотрено автоматизированное управления, при котором диспетчер подтверждает вариант восстановления электроснабжения [15]. Возможен также вариант полностью автоматического алгоритма.

Совершенствование на основе алгоритма централизованных АПВ и

АВР обеспечивает автоматического восстановления системы электроснабжения при любой аварии или неселективном срабатывании выключателей, т.е. исключает время на принятие решений и выполнение оперативных переключений персоналом диспетчерского пункта.

Предложенный алгоритм позволяет использовать участки системы электроснабжения с микропроцессорными защитами и участки, на которых релейная защиты выполнена на основе электромеханических или полупроводниковых реле [16, 17].

III. Результаты исследования

В целях повышения надежности системы электроснабжения и сокращения времени простоя оборудования предприятий минерально-сырьевого комплекса предложена реализация системы двухканальной релейной защиты и противоаварийной автоматики. В данной системе в качестве основной используется логическая защита (ЛЗ), ее резервирует максимальная токовая защита (МТЗ). ЛЗ – это токовая защита максимального действия без выдержки времени, селективность которой обеспечивается передачей по каналам телемеханики сигналов блокировки отключения выключателей на смежных участках, расположенных ближе к источнику питания. Ее резервирует МТЗ без выдержки времени. В случае отказа ЛЗ она осуществляет неселективное отключение всех выключателей, по которым протекает ток КЗ. Восстановление системы электроснабжения после ее распада выполняется с помощью систем централизованного автоматического повторного включения (ЦАПВ) и централизованного автоматического ввода резерва (ЦАВР) по заданному алгоритму без участия диспетчера. Рассмотрим реализацию данной системы для схемы, представленной на рис. 5.

В случае КЗ отключение произведет логическая защита шин, выступающая в роли основной, данная функция присутствует во всех современных микропроцессорных устройствах релейной защиты и широко используется на сегодняшний день. В случае КЗ на присоединении шин цеха 2 (точка К1) должна сработать ЛЗ, подав сигнал на отключение выключателю Q110. Далее защита должна подать блокировочный сигнал X на вводной и секционный выключатели по каналам связи, которые на рис. 1 изображены пунктирной линией. Таким образом, выполнится мгновенное и селективное отключение поврежденной линии. В целях передачи блокировочного сигнала X к защитами вышестоящих выключателей создаются дополнительные каналы связи телемеханики до этих выключателей, что предотвращает их отключение в случае КЗ. Блокировочный сигнал X при повреждении шины цеха 2 (точка К2) от выключателей отходящих линий поступать не будет. В данном случае мгновенно сработает вводной выключатель 301 А, а секционный выключатель заблокируется. В случае отказа основной защиты сработает резервная защита.

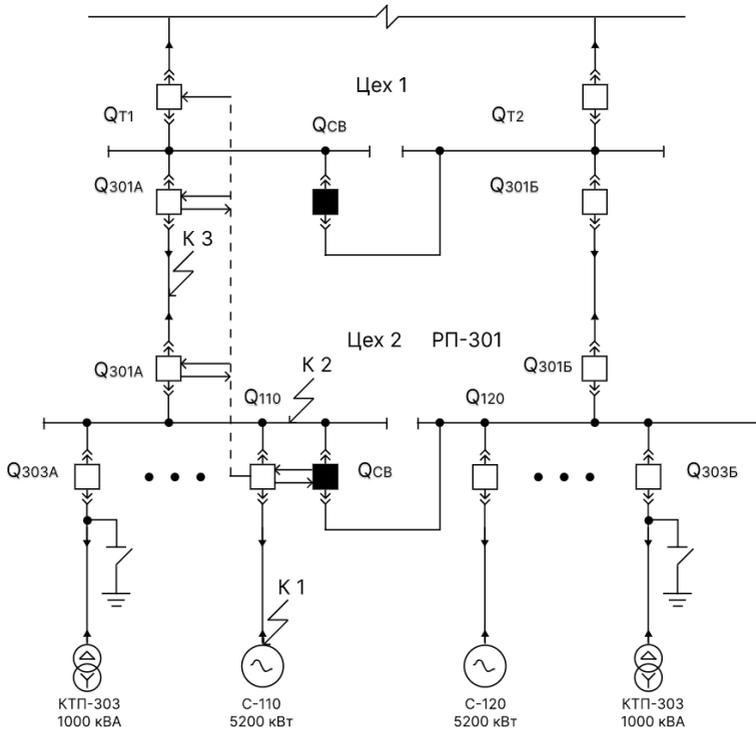


Рис. 5. Схема участка сети электроснабжения

Fig. 5. Section of the power supply network

Для реализации системы двухканальной релейной защиты необходимо установить на каждом выключателе ЛЗ и МТЗ мгновенного действия и проложить между объектами предприятия каналы связи для передачи блокировочного сигнала. Рассмотрим логику работы двухканальной защиты при отказе основной защиты ЛЗ по схеме, представленной на рис. 6.

В схеме обозначены: $I>$; L – МТЗ с логическим управлением, $I>$ – МТЗ, X_1 – сигнал датчика тока защищаемого участка, X_2 – сигнал срабатывания основной защиты, X_{n+1} – сигнал блокировки, поступающий от защит, более удаленных от источника питания, X_{n-1} – сигнал блокировки, поступающий к защитам в направлении к источнику питания, $\&$ и 1 – логические органы «И» и «ИЛИ», Y – выходной сигнал, D – задержка для обеспечения селективности резервной МТЗ, $TA1$ и $TA2$ – трансформаторы тока. По схеме видно, что логическая защита, выступающая в роли основной, мгновенно осуществляет селективное отключение выключателя. При ее отказе

мгновенное отключение выключателя производится МТЗ, выступающей в роли резервной. Таким образом, логическое выражение, которое характеризует запуск резервной МТЗ имеет вид:

$$Y = X_1 \cap \overline{X_2} \cap \overline{X_3}. \quad (1)$$

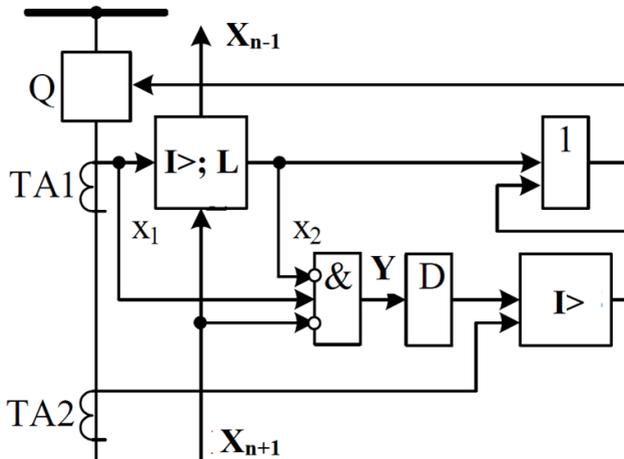


Рис. 6. Схема гибридной защиты

Fig. 6. Hybrid protection scheme

Очевидно, что МТЗ срабатывает только в тех случаях, когда появляется признак наличия тока короткого замыкания ($X_1 = 1$), и одновременно отсутствует сигнал блокировки ($\overline{X_3} = 0$) и срабатывания ЛУ ($\overline{X_2} = 0$). Только в таком случае сигнал Y примет значение, равное 1, запускающий МТЗ, в остальных случаях отключение будет производиться с помощью ЛЗ.

В случае неселективного отключения выключателей МТЗ в работу вступает ЦАПВ и ЦАВР, тем самым восстанавливая систему электроснабжения предприятия. Восстановление выполняется дистанционно диспетчером или, с его согласия, автоматически по заранее настроенному алгоритму. Алгоритм работы ЦАПВ после распада системы можно представить в виде таблицы, в которую заносятся сигналы, поступающие от защит выключателей, а именно: $X_i = 0$, если защита не сработала и $X_i = 1$, если защита сработала. Число столбцов m таблицы определяется по количеству выключателей в схеме от источника питания до точки аварии, а число строк n характеризуется количеством возможных вариантов работы релейной защиты. Таким

образом, выходной сигнал Y определяет возможность работы ЦАПВ по следующему логическому выражению:

$$Y = X_1 \cdot \overline{X_2} \dots X_m \cup \overline{X_1} \cdot X_2 \dots X_m \cup \dots \cup X_1 \cdot X_2 \cdot \overline{X_m}. \quad (2)$$

При $Y = 1$ в работу вступает ЦАПВ, которое осуществляет централизованное включение всех выключателей по пути от источника питания к поврежденному участку кроме последнего перед точкой короткого замыкания. Из выражения видно, что возможность отказа срабатывания защиты одного из выключателей также учитывается. Стоит отметить, что в случае отказа защиты ближайшего к точке короткого замыкания выключателя, будет выполнен алгоритм неполного ЦАПВ. Централизованное включение выключателей, находящихся на одном уровне с выключателем перед точкой короткого замыкания, отключение которых было выполнено вследствие исчезновения напряжения на шинах, выполняется с учетом особенностей включения конкретного присоединения. Рассмотрим реализацию алгоритма, применимо к предложенной схеме (рис. 5), а именно работу МТЗ и ЦАПВ в случае отказа или отсутствия основной защиты (ЛЗ). В случае короткого замыкания в точке К1 происходит отключение выключателей Q110, обоих присоединений: 310А и Г1. В табл. 3 представлены возможные сигналы, приходящие от защит выключателей: они приобретают значения $X_i = 0$, если защита не сработала, и $X_i = 1$, если защита сработала.

Таблица 3.
Логическая реализация алгоритма

Table 3.
Logical implementation of the algorithm

№	Q110	Q310А цеха 2	Q310А цеха 1	QГ1	Выходной сигнал
	X_1	X_2	X_3	X_4	Y
1	1	1	1	1	1
2	0	1	1	1	1
3	1	0	1	1	1
4	1	1	0	1	1
5	1	1	1	0	1

IV. Выводы

Предложены структура и состав системы гибридной релейной защиты, специально предназначенной для применения на предприятиях минерально-сырьевого комплекса, которые характеризуются повышенным

риском воздействия газов и пыли, а соответственно – повышенными требованиями к селективности, быстродействию и надежности. Данная система включает в себя логическую защиту, как основную, обеспечивающую селективное отключение поврежденного участка без выдержки времени, а также максимально токовую защиту мгновенного действия, как резервную, обеспечивающую без выдержки времени неселективное отключение сети. Предложенные алгоритмы работы централизованного автоматического повторного включения и ввода резерва направлены на уменьшение времени простоя оборудования предприятия вследствие распада системы электроснабжения из-за отказа основной логической защиты и неселективного отключения МТЗ. Данные алгоритмы обеспечивают восстановление системы электроснабжения предприятия без участия диспетчера даже в случае отказа одной из защит, и разрабатываются конкретно под каждое предприятия для его конфигурации системы электроснабжения.

Предложенная система позволяет интегрировать участки системы электроснабжения с релейной защитой, выполненной на микропроцессорных реле с участками, защищенными релейной защитой с электромеханическими реле.

© Минакова Т.Е., 2024

© Михайлов Д.А., 2024

Поступила в редакцию 01.12.2023

Принята к публикации 20.12.2023

Received 01.12.2023

Accepted 20.12.2023

Библиографический список

- [1] Ключев Р.В., Босиков И.И., Гаврина О.А. Повышение эффективности релейной защиты на горно-обогатительном комбинате // Записки Горного института. 2021. Т. 248. С. 300-311. DOI: 10.31897/PMI.2021.2.14
- [2] Abramovich B.N., Sychev Yu.A., Pelenev D.N. Invariant protection of high-voltage electric motors of technological complexes at industrial enterprises at partial single-phase ground faults // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2018. Vol. 327. 052027. DOI: 10.1088/1757-899X/327/5/052027
- [3] Рясков Ю.И., Шайтор Н.М., Горпинченко А.В. Обзор видов защиты асинхронных двигателей, используемых в энергетических системах и комплексах // Вестник ИжГТУ имени М.Т. Калашникова. 2019. № 22 (4). С. 107-115. DOI: 10.22213/2413-1172-2019-4-107-115
- [4] Ivanchenko D.I., Voytyuk I.N., Smirnov A.I. Influence of the relative location of distributed energy sources on the current protection of the electric network // Journal of Physics: Conference Series. 2021. Vol. 1753. 012043. DOI: 10.1088/1742-6596/1753/1/012043

- [5] Tariq R., Alhamrouni I., Rehman A.U., Tageldin E., Shafiq M., Ghamry N.A., Hamam H. An optimized solution for fault detection and location in underground cables based on traveling waves // *Energies*. 2022. № 15 (17). 6468. DOI: 10.3390/en15176468
- [6] Лашенов М.Б. Влияние самозапуска мощных двигателей на систему электропитания // *Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал)*. 2019. № 1. С. 134-140. DOI: 10.25018/0236-1493-2019-01-0-134-140
- [7] Minakova T.E. Improving reliability of power supply of mineral-raw-material complex // *Journal of Physics: Conference Series*. 2021. Vol. 1753. 012032. DOI: 10.1088/1742-6596/1753/1/012032
- [8] Maresch K., Marchesan G., Cardoso G., Borges A. An underfrequency load shedding scheme for high dependability and security tolerant to induction motors dynamics // *Electric Power Systems Research*. 2021. Vol. 196. 107217. DOI: 10.1016/j.epsr.2021.107217
- [9] Сычев Ю.А., Костин В.Н., Сериков В.А., Аладьин М.Е. Анализ несинусоидальных режимов в системах электроснабжения горных предприятий с нелинейной нагрузкой и конденсаторными установками // *Горный информационно-аналитический бюллетень (научно-технический журнал)*. 2023. № 1. С. 159-179. DOI: 10.25018/0236_1493_2023_1_0_159\
- [10] Пронина А.К., Путилин К.П., Майорова Ю.А. Защита асинхронных двигателей от внутренних замыканий обмотки статора // *Известия высших учебных заведений. Электромеханика*. 2020. № 63 (5). С. 95-99. DOI: 10.17213/0136-3360-2020-5-95-99
- [11] Полищук В.И., Крицкий М.В., Баннов Д.М., Малышев С.В. Применение унифицированных блоков микропроцессорной релейной защиты в задачах диагностики электрических машин // *Известия высших учебных заведений. Проблемы энергетики*. 2019. № 21 (6). С. 93-100. DOI: 10.30724/1998-9903-2019-21-6-93-100
- [12] Agwa A.M., Hassan H.M., Matter Z.E., Eisawy E.A. Electrical grid reliability assessment by fault tree analysis // *Indonesian Journal of Electrical Engineering and Computer Science*. 2020. № 17 (3). P. 1127-1134. DOI: 10.11591/ijeecs.v17.i3.pp1127-1134
- [13] Voropai N.I., Chulyukova M.V., Petrov A.A. Automatic emergency load control of electric power systems: trends, new solutions, problems // *IFAC-PapersOnLine*. 2022. № 55 (9). P. 12-17. DOI: 10.1016/j.ifacol.2022.07.003
- [14] Kulikov A., Loskutov A., Bezdushniy D. Relay protection and automation algorithms of electrical networks based on simulation and machine learning methods // *Energies*. 2022. № 15 (18). P. 6525. DOI: 10.3390/en15186525
- [15] Kornatka M., Gawlak A. An analysis of the operation of distribution networks using kernel density estimators // *Energies*. 2021. № 14 (21). 6984. DOI: 10.3390/en14216984
- [16] Воронин В.А., Непша Ф.С. Имитационное моделирование электропривода очистного комбайна для оценки показателей энергоэффективности системы электроснабжения // *Записки горного института*. 2020. № 246. С. 633-639. DOI: 10.31897/PMI.2020.6.5

- [17] Абрамович Б.Н., Богданов И.А. Повышение эффективности автономных электротехнических комплексов нефтегазовых предприятий // Записки Горного института. 2021. № 249. С. 408-416. DOI: 10.31897/PMI.2021.3.10

References

- [1] R.V. Kliuev, I.I. Bosikov and O.A. Gavrina, “Increasing the efficiency of relay protection at a mining and processing plant”, *Journal of Mining Institute*, vol. 248, pp. 300-311, 2021. DOI: 10.31897/PMI.2021.2.14
- [2] B.N. Abramovich, Yu.A. Sychev and D.N. Pelenev, “Invariant protection of high-voltage electric motors of technological complexes at industrial enterprises at partial single-phase ground faults”, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, vol. 327, 052027, 2018. DOI: 10.1088/1757-899X/327/5/052027
- [3] J.I. Riaskov, N.M. Shaitor and A.V. Gorpichenko, “Review of types of protection for asynchronous motors used in energy systems and complexes”, *Vestnik IzhGTU imeni M.T. Kalashnikova*, vol. 22, no. 4, pp. 107-115, 2019. DOI: 10.22213/2413-1172-2019-4-107-115
- [4] D.I. Ivanchenko, I.N. Voytyuk and A.I. Smirnov, “Influence of the relative location of distributed energy sources on the current protection of the electric network”, *Journal of Physics: Conference Series*, vol. 1753, 012043, 2021. DOI: 10.1088/1742-6596/1753/1/012043
- [5] R. Tariq, I. Alhamrouni, AU. Rehman, E. Tageldin, M. Shafiq, N.A. Ghamry and H. Hamam, “An optimized solution for fault detection and location in underground cables based on traveling waves”, *Energies*, vol. 15, no. 17, 6468, 2022. DOI: 10.3390/en15176468
- [6] M.B. Lashchenov, “The influence of self-starting powerful engines on the power supply system”, *Mining Informational and Analytical Bulletin (Scientific and Technical Journal)*, no. 1, pp. 134-140, 2019. DOI: 10.25018/0236-1493-2019-01-0-134-140
- [7] T.E. Minakova, “Improving reliability of power supply of mineral-raw-material complex”, *Journal of Physics: Conference Series*, vol. 1753, 012032, 2021. DOI: 10.1088/1742-6596/1753/1/012032
- [8] K. Maresch, G. Marchesan, G. Cardoso and A. Borges, “An underfrequency load shedding scheme for high dependability and security tolerant to induction motors dynamics”, *Electric Power Systems Research*, vol. 196, pp. 107217, Jul. 2021. DOI: 10.1016/j.epsr.2021.107217
- [9] J.A. Sychev, V.N. Kostin, V.A. Serikov and M.E. Aladin, “Analysis of non-sinusoidal modes in power supply systems of mining enterprises with nonlinear loads and capacitor units”, *Mining Informational and Analytical Bulletin (Scientific and Technical Journal)*, no. 1, pp. 159-179, 2023. DOI: 10.25018/0236_1493_2023_1_0_159
- [10] A.K. Pronina, K.R. Putilin and J.A. Maiorova, “Protection of asynchronous motors from internal short circuits of the stator winding”, *Bulletin of Higher Educational Institutions. Electromechanics*, vol. 63, no. 5, pp. 95-99, 2020. DOI: 10.17213/0136-3360-2020-5-95-99
- [11] V.I. Polishchuk, M.V. Kritsky, D.M. Bannov and S.V. Malyshev, “Application of unified microprocessor relay protection units in electrical machine diagnostics”, *Power Engineering: Research, Equipment, Technology*, vol. 21, no. 6, pp. 93-100, 2019. DOI: 10.30724/1998-9903-2019-21-6-93-100

- [12] A.M. Agwa, H.M. Hassan, Z.E. Matter and E.A. Eisawy, “Electrical grid reliability assessment by fault tree analysis”, *Indonesian Journal of Electrical Engineering and Computer Science*, vol. 17, no. 3, pp. 1127-1134, Mar. 2020. DOI: 10.11591/ijeecs.v17.i3.pp1127-1134
- [13] N.I. Voropai, M.V. Chulyukova and A.A. Petrov, “Automatic emergency load control of electric power systems: trends, new solutions, problems”, *IFAC-PapersOnLine*, vol. 55, no. 9, pp. 12-17, Jan. 2022. DOI: 10.1016/j.ifacol.2022.07.003
- [14] A. Kulikov A., A. Loskutov and D. Bezdushniy, “Relay protection and automation algorithms of electrical networks based on simulation and machine learning methods”, *Energies*, vol. 15, no. 18, pp. 6525, 2022. DOI: 10.3390/en15186525
- [15] M. Kornatka and A. Gawlak, “An analysis of the operation of distribution networks using kernel density estimators”, *Energies*, vol. 14, no. 21, 6984, Oct. 2021. DOI: 10.3390/en14216984
- [16] V.A. Voronin and F.S. Nepsha, “Simulation of the electric drive of the shearer to assess the energy efficiency indicators of the power supply system”, *Journal of Mining Institute*, vol. 246, pp. 633-639, 2020. DOI: 10.31897/PMI.2020.6.5
- [17] B.N. Abramovich and I.A. Bogdanov, “Increasing the efficiency of autonomous electrical systems of oil and gas enterprises”, *Journal of Mining Institute*, vol. 249, pp. 408-416, 2021. DOI: 10.31897/PMI.2021.3.10

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Минакова Татьяна Евгеньевна, кандидат технических наук, доцент Санкт-Петербургского горного университета, г. Санкт-Петербург, Российская Федерация.

Tatiana E. Minakova, Cand. Sci. (Eng.), associate professor of the Saint-Petersburg Mining University, Saint Petersburg, Russian Federation.

Михайлов Даниил Александрович, магистрант Санкт-Петербургского горного университета, г. Санкт-Петербург, Российская Федерация.

Daniil A. Mihajlov, master of the Saint-Petersburg Mining University, Saint Petersburg, Russian Federation.

УДК 621.315.175

EDN: HMUBOH

ИССЛЕДОВАНИЕ РЕЖИМОВ ПЛАВКИ ГОЛОЛЕДА НА ВЛ-10(6) кВ БЕЗ ОТКЛЮЧЕНИЯ ПОТРЕБИТЕЛЕЙ

С.П. Максимов

ORCID: **0009-0007-9514-6000** e-mail: **zergios-maksimus@yandex.ru**

Саратовский государственный технический университет имени Гагарина Ю.А.

Саратов, Россия

ООО «НТЦ Инструмент-микро»

Энгельс, Россия

А.В. Ладин

ORCID: **0009-0000-3592-5503** e-mail: **79518889955@yandex.ru**

Саратовский государственный технический университет имени Гагарина Ю.А.

Саратов, Россия

ООО «Газпром Трансгаз Саратов» Инженерно-технический центр

Саратов, Россия

П.А. Кузнецов

ORCID: **0009-0008-5731-0727** e-mail: **paulsmith07@mail.ru**

Саратовский государственный технический университет имени Гагарина Ю.А.

Саратов, Россия

ООО «НТЦ Инструмент-микро»

Энгельс, Россия

Рассмотрены способы проведения плавки гололеда на воздушной линии (ВЛ) 10(6) кВ без отключения потребителей. Актуальность обусловлена отсутствием в распределительных сетях способа, обеспечивающего бесперебойность электроснабжения потребителей для всех типов схем сети. Новый способ должен быть управляемым, обеспечивать надежность и качество электроснабжения потребителей на уровне нормального режима сети электроснабжения. Плавка гололеда должна осуществляться током промышленной частоты в результате создания специального режима сети электроснабжения, при котором обеспечивается требуемое для электроснабжения потребителей напряжение и достаточная для плавки гололеда величина тока. Выполнен расчет тока и времени плавки гололеда, рассмотрены способы создания специального режима электроснабжения, произведена оценка их влияния на потребителей и оборудование питающей подстанции на примере ВЛ-10(6) кВ. Установлено, что все рассмотренные способы создают режим, в котором напряжение у потребителя значительно отклоняется как от номинального, так и от напряжения в нормальном режиме. При этом предлагаемый способ подключения источника реактивной мощности к концу ВЛ обеспечивает высокий ток плавки гололеда, увеличение напряжения потребителей и наименьшую загрузку трансформатора питающей подстанции.

Ключевые слова: воздушная линия электропередачи, гололедно-изморозевые отложения, плавка гололеда, распределительная сеть.

Для цитирования: Максимов С.П., Ладин А.В., Кузнецов П.А. Исследования режимов плавки гололеда на ВЛ-10(6) кВ без отключения потребителей // Интеллектуальная Электротехника. 2024. № 2. С. 23-39. EDN: HMUBOH

RESEARCH OF ICE MELTING MODES ON 10(6) kV OVERHEAD POWER LINE WITHOUT LOAD DISCONNECTION

S.P. Maksimov

ORCID: **0009-0007-9514-6000** e-mail: **zergios-maksimus@yandex.ru**

Yuri Gagarin State Technical University of Saratov

Saratov, Russia

JSC «NTC Instrument-micro»

Engels, Russia

A.V. Ladin

ORCID: **0009-0000-3592-5503** e-mail: **79518889955@yandex.ru**

Yuri Gagarin State Technical University of Saratov

Saratov, Russia

Engineering and technical center of the Gazprom transgaz Saratov LLC

Saratov, Russia

P.A. Kuznetsov

ORCID: **0009-0008-5731-0727** e-mail: **paulsmith07@mail.ru**

Yuri Gagarin State Technical University of Saratov

Saratov, Russia

JSC «NTC Instrument-micro»

Engels, Russia

Abstract. The paper presents methods for ice melting on 10(6) kV overhead lines without load disconnection. At the moment, there are no methods for ice melting in distribution networks that ensure uninterrupted power supply to consumers applicable for all types of network schemes. Therefore, the development of a new methods for ice melting on 10(6) kV overhead lines is relevant. The new method must be controllable and ensure the reliability and power quality at the level of the normal mode of the power supply network. Ice melting should be carried out with industrial frequency current as a result of the creation of a special mode of the power supply network, which provides the voltage required for power supply to consumers and a high current sufficient for melting ice. The authors calculated the values of the current and the time of melting ice, considered ways of creating a special mode of power supply and searched their impact on consumers and equipment of the supply substation. It has been determined that all the considered methods

create a mode that increases the consumer voltage significantly above the rated voltage. As a result, it was found that the best method for implementation is the connection of an additional source of reactive power to the end of the overhead line. It provides a high current for ice melting, an increase in voltage for consumers and the lowest load on the transformer of the supply substation.

Keywords: overhead power line, ice and rime deposition, ice melting, distribution networks.

For citation: S.P. Maksimov and P.A. Kuznetsov, "Research of ice melting modes on 10(6) kV overhead power line without load disconnection", *Smart Electrical Engineering*, no. 2, pp. 23-39, 2024. EDN: HMUBOH

I. Введение

Воздушные линии электропередачи (ВЛ) напряжением 10(6) кВ являются основой распределительных сетей России, а их эксплуатация выступает одной из самых трудозатратных работ для региональных сетевых организаций, особенно в осенне-зимний период. ВЛ подвержены гололедно-ветровым нагрузкам, которые влекут за собой изменение габарита линии, обрывы проводов, разрушение траверс и опор, что приводит к недоотпуску электроэнергии и материальным ущербам. Зачастую неудовлетворительное техническое состояние ВЛ-10(6) кВ, связанное с недостатком их обслуживания и ремонта, длительной (с 1950-70-х гг.) эксплуатацией некоторых линий с, а также высокими гололедно-ветровыми нагрузками, приводит к повышенной аварийности на ВЛ [1]. Обнаружение гололедно-изморозевых отложений является отдельной составляющей при проведении мероприятий по борьбе с гололедообразованием [2]. Одним из наиболее эффективных методов является плавка гололеда [3].

По роду применяемого тока плавки гололеда существуют следующие типы плавки: плавка переменным током промышленной частоты; плавка постоянным током; плавка ВЧ и СВЧ током. Наиболее распространена и применима плавка переменным током промышленной частоты следующими методами: током короткого замыкания, током встречного включения фаз, перераспределением нагрузок [4]. Разработаны способы плавки наложением переменных токов промышленной частоты [5]. В [6] рассмотрены и сравнены между собой электрические способы борьбы с гололедом применительно к ВЛ-10(6) с учетом факторов, характерных для устройства распределительной сети 10(6) кВ. Авторами сформулированы характеристики оптимального метода плавки гололеда переменным током промышленной частоты, которые перекрывают недостатки известных методов.

Целью данной работы является поиск способов осуществления метода плавки с характеристиками, указанными в [6], и анализ их влияния на сеть и потребителя.

II. Общее устройство и режим сети по оптимальному методу плавки гололедно-изморозевых отложений на ВЛ-10(6) кВ

В [6] определено, что ни один из существующих способов плавки гололеда не является наилучшим решением для ВЛ-10(6) кВ. Для известных электрических методов выделены следующие недостатки, которые необходимо исключить:

- отключение потребителя;
- необходимость объезда всех отпаяк ВЛ-10(6) кВ для переключений;
- необходимость переключений на опорных подстанциях (ПС);
- невозможность применения методов в некоторых видах сетей (например, неработоспособность методов перераспределения нагрузки и наложения токов в нерезервированных сетях);
- невозможность достижения требуемого тока плавки и его регулирования (для методов перераспределения нагрузки и наложения токов).

Данные недостатки нивелируются применением нового метода плавки гололеда, который должен отвечать следующим требованиям [6]:

- 1) плавка гололеда без отключения потребителей, обеспечение надежности электроснабжения потребителей в период плавки;
- 2) применимость для всех видов схем сети 10(6) кВ;
- 3) обеспечение качества электроэнергии в соответствии с ГОСТ 32144-2013 [7] в режиме плавки;
- 4) автоматизация процесса плавки;
- 5) сокращение времени подготовки к процедуре плавки и перехода в нормальный режим после ее окончания вплоть до времени, необходимого для автоматического переключения оборудования;
- 6) управление режимом сети, т.е. током плавки, напряжением, загрузкой оборудования;
- 7) поддержание величины тока в проводах ВЛ, достаточной для плавки гололеда;
- 8) применение для ВЛ длиной до 20 км и сечением проводов от 25 до 95 мм².

Проводя анализ данного списка требований, можно увидеть, что они указывают на общее устройство и режим сети в процессе плавки гололеда:

- требования 1, 4 и 5 выполняются, если переключения на трансформаторных подстанциях потребителей не требуются;
- требования 1 и 3 подразумевают обеспечение требуемого уровня напряжения для электроприемников потребителей во время проведения плавки;
- требование 2 подразумевает плавку без отключения потребителей в нерезервируемых разомкнутых сетях, где единственный источник мощности – опорная ПС;

– требования 4 и 6 в отсутствие возможности какого-либо регулирования тока на опорной ПС выполняются при подключении дополнительных устройств к нормальной схеме сети, которые будут определять режим плавки и одновременного электроснабжения потребителей.

Таким образом, чтобы обеспечивать бесперебойное электроснабжение потребителей, характеристики схемы электрической сети при плавке гололеда по оптимальному методу должны совпадать с характеристиками нормальной схемы. Режим электроснабжения и плавки должен обеспечиваться подключением к сети дополнительных устройств. При этом режим сети должен минимально отличаться от нормального режима по напряжению, а по величине тока – обеспечивать одновременное электроснабжение потребителей и плавку гололеда. Ключевым отличием данного режима от нормального является увеличение тока в проводах ВЛ до требуемого тока плавки при сохранении напряжения у потребителей. Для такого режима далее введем термин «специальный режим сети».

III. Определение параметров специального режима сети электроснабжения при плавке гололеда

Приведенное выше условие увеличения тока в проводах ВЛ при обеспечении напряжения у потребителей в рамках ГОСТ означает, что в линии электропередачи увеличивается поток мощности, что и приводит к нарастанию тока. В нормальном режиме поток мощности, протекающий в линию электропередачи от шин подстанции, можно описать как:

$$S = \sqrt{\left(\sum P_{\text{потр.}i} + \sum \Delta P_j\right)^2 + \left(\sum Q_{\text{потр.}i} + \sum \Delta Q_j\right)^2} = \sqrt{3} \cdot U_{\text{ПС}} I_W, \quad (1)$$

где $P_{\text{потр.}i}$ и $Q_{\text{потр.}i}$ – активная и реактивная мощности i -го потребителя на линии; ΔP_j и ΔQ_j – потери активной и реактивной мощности на j -ом участке линии; $U_{\text{ПС}}$ – линейное напряжение на шинах питающей подстанции; I_W – ток в проводе ВЛ (при наличии отпаечных линий – ток на головном участке ВЛ).

В соответствии с (1) для увеличения тока на линии необходимо увеличить мощность, т.е. добавить дополнительные слагаемые в выражение расчета мощности:

$$S' = \sqrt{\left(\sum P_{\text{потр.}i} + \sum \Delta P_j' \pm P'\right)^2 + \left(\sum Q_{\text{потр.}i} + \sum \Delta Q_j' \pm Q'\right)^2} = \sqrt{3} \cdot U_{\text{ПС}} I_W', \quad (2)$$

где P' и Q' – дополнительные активная и реактивная мощности; $\Delta P_j'$ и $\Delta Q_j'$ – потери активной и реактивной мощности на j -ом участке линии при плавке

гололеда ($\Delta P_j' > \Delta P_j$; $\Delta Q_j' > \Delta Q_j$); $I_{W'}$ – ток ВЛ, равный току плавки гололеда.

Возможны следующие способы получения дополнительного потока мощности в линии:

1) подключение к концу линии дополнительной активной нагрузки, увеличивающей поток активной мощности от шин питающей подстанции (P' с положительным знаком);

2) подключение к концу линии дополнительной реактивной нагрузки, увеличивающей поток реактивной мощности от шин питающей подстанции (Q' с положительным знаком);

3) подключение к концу линии источника активной мощности, осуществляющего электроснабжение потребителей и перенаправляющего поток активной мощности из ВЛ в шины питающей подстанции (P' с отрицательным знаком);

4) подключение к концу линии источника реактивной мощности, осуществляющего питание реактивной нагрузки потребителей и перенаправляющего поток реактивной мощности из ВЛ в шины питающей подстанции (Q' с отрицательным знаком).

Рассмотрим влияние данных способов получения дополнительного потока мощности в линии с помощью модели участка сети электроснабжения напряжением 10 кВ. Схема участка представлена на рис. 1.

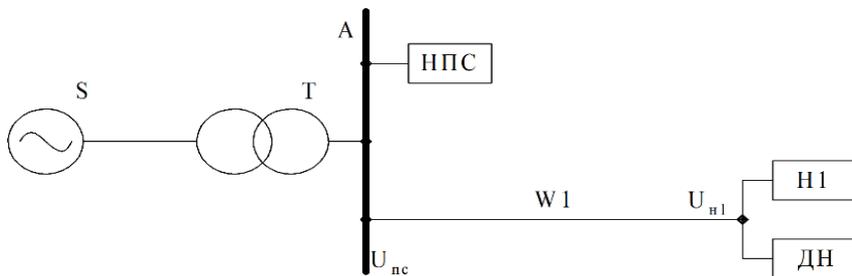


Рис. 1. Схема моделируемого участка сети

Fig. 1. Scheme of the simulated network section

В рассматриваемой модели представлены следующие элементы:

- система S: сопротивление $X_S = 13,9$ Ом, напряжение $U_S = 115$ кВ;
- трансформатор питающей подстанции Т, представленный моделью ТДН-10000/110;
- нерезервированная разомкнутая ВЛ-10 кВ W1, выполненная проводом АС-70/11 длиной 13 км на промежуточных опорах типа П10-1;
- нагрузка H1 линии W1 номинальной мощностью $P_{H1} = 1,15$ МВт, $Q_{H1} = 0,86$ МВАр при номинальном напряжении;

– прочая нагрузка подстанции НПС $P_{\text{НПС}} = 3,66$ МВт, $Q_{\text{Н1}} = 2,76$ МВАр;

– дополнительная нагрузка ДН или источник мощности для повышения тока.

В качестве допущений примем, что температура воздуха -5 °С, скорость ветра 5 м/с, стенка гололеда 1,2 см. Согласно методике расчета тока и времени плавки гололеда [8], для плавки гололеда на рассматриваемой ВЛ W1 требуется создать ток 329 А на протяжении 49 мин.

Определим требуемый для плавки поток мощности по проводам ВЛ с учетом стандартного напряжения на шинах подстанции ($U_{\text{ПС}} = 10,5$ кВ) $S' = 5976$ кВА. При мощности нагрузки без учета потерь в ВЛ $S_{\text{Н1}} = 1436$ кВА требуется увеличение потока мощности на 4540 кВА.

В ходе работы произведено моделирование пяти вариантов режима:

- 0) нормальный режим;
- 1) с подключенной дополнительной активной нагрузкой;
- 2) с подключенной дополнительной реактивной нагрузкой;
- 3) с подключенным дополнительным источником активной мощности;
- 4) с подключенным дополнительным источником реактивной мощности.

Моделирование производилось в программной среде MATLAB Simulink, схема модели представлена на рис. 2.

IV. Результаты

Результаты моделирования представлены в табл. 1.

Таблица 1.
Моделирование режимов сети при плавке гололеда

Table 1.
Simulation of network modes during ice melting

№ режима	0	1	2	3	4
$P'(Q')$, МВт (МВАр)	0	3,25 МВт	3,3 Мвар	-8,7 МВт	-8,15 Мвар
I_{WL} , А	78,5	333	333	333	332
$U_{\text{ПС}}$, кВ	10,4	10,2	9,8	10,2	11,1
$\Delta U_{\text{ПС}}$, %	4,2	1,9	-1,9	2	11,7
$U_{\text{Н1}}$, кВ	9,4	6,5	6,3	12,3	12,3
$\Delta U_{\text{Н1}}$, %	-5,6	-35	-37	23	23
$\Delta U_{\text{пл}}$, %	-	-30,9	-33	30,9	30,9
k_3 , %	69,4	114,9	110,4	64,5	83,5

В процессе моделирования произведен расчет коэффициента загрузки трансформатора k_3 . Также введен показатель отклонения напряжения потребителя при плавке гололеда $U_{\text{Н1.пл}}$ от напряжения потребителя в нормальном режиме $U_{\text{Н1.норм}}$:

$$\Delta U_{\text{пл}} = \frac{U_{\text{Н1.пл}} - U_{\text{Н1.норм}}}{U_{\text{Н1.норм}}} \quad (3)$$

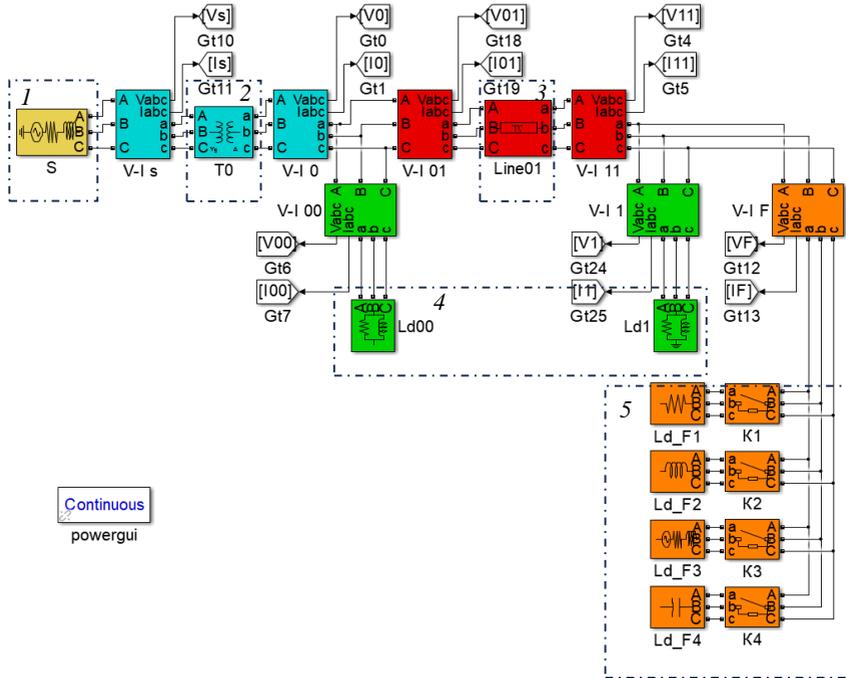


Рис. 2. Схема модели участка сети:

1 – энергосистема; 2 – трансформатор опорной ПС; 3 – ВЛ-10 кВ с гололедными отложениями; 4 – нагрузка; 5 – устройства плавки гололеда

Fig. 2. Network section model diagram

1 – power system; 2 – transformer of base substation;
3 – 10 kV overhead power line with ice load; 4 – load; 5 – ice melting devices

Анализ результатов моделирования показывает, что все способы создания дополнительного потока мощности увеличивают ток в проводах линии электропередачи до значения тока плавки. При этом каждый из предлагаемых способов оказывает влияние на напряжение на шинах подстанции и потребителя и загрузку трансформатора опорной ПС:

- наибольшее отклонение от номинального напряжения потребителя и наибольшую перегрузку трансформатора создают способы № 1 и 2 (дополнительные активная и реактивная нагрузки);

- наименьшее отклонение от номинального напряжения потребителя создает способ № 3 и 4 (дополнительные источники активной и реактивной мощности);
- все способы отклоняют напряжение потребителя от нормального режима на более чем 30 % и приводят к нарушению требований ГОСТ [7];
- при плавке по способу № 3 наблюдается наименьший коэффициент загрузки трансформатора питающей подстанции при плавке.

В. Дискуссия

Процесс плавки гололеда изменяет режим электроснабжения потребителей и режим работы электрооборудования сети, а именно следующие параметры:

- напряжение у потребителя на ВЛ, по которой производится плавка гололеда;
- напряжение на шинах питающей подстанции;
- загрузку трансформатора питающей подстанции.

Характер влияния плавки на режим определяется выбором способа создания дополнительного потока мощности для увеличения тока. Произведенное моделирование позволяет определить данный характер. Основными показателями при этом являются отклонение напряжения по ГОСТ [7], отклонение напряжения от напряжения при нормальном режиме электроснабжения и коэффициент загрузки силового трансформатора ПС.

Анализ итогов моделирования показывает, что использование любых способов увеличения потока мощности отклоняет напряжение потребителя от нормального напряжения на равную величину. Это связано с одинаковым во всех способах падением напряжения в проводах ВЛ от одинакового тока плавки при неизменном комплексном сопротивлении ВЛ:

$$\dot{U}_{\text{ПС}} - \dot{U}_{\text{Н1}} = \sqrt{3} \cdot \dot{i}_{\text{W1}} \cdot \underline{Z}_{\text{W1}} = \Delta U_{\text{W1}} + j\delta U_{\text{W1}}, \quad (4)$$

где $\underline{Z}_{\text{W1}}$ – комплексное сопротивление ВЛ.

Знак отклонения определяется направлением потока мощности, а, следовательно, способом его создания: напряжение возрастает при подключении источников мощности и падает при подключении дополнительных нагрузок. Так, напряжение нагрузок:

$$\dot{U}_{\text{Н1}} = \dot{U}_{\text{ПС}} - \Delta U_{\text{W1}} - j\delta U_{\text{W1}}. \quad (5)$$

Векторные диаграммы напряжения и тока ВЛ на рис. 3 иллюстрируют влияние изменения величины и направления потока мощности в линии электропередачи. Векторные величины напряжений и токов ВЛ приведены в табл. 2.

Таблица 2.
Падение напряжения при плавке гололеда

Table 2.
Voltage losses during ice melting

№ режима	0	1	2	3	4
I_{W1}, A	77,1-j14,3	332,6+j26,2	254,7-j215,2	-165,9-j289,7	53,1+j327,9
$U_{П.Ф.А}, \text{кВ}$	5,37+j2,68	5,4+j2,35	5,09+j2,47	5,04+j3,04	5,84+j2,67
$\Delta U_{W1}+j\delta U_{W1}, \text{кВ}$	0,49+j0,28	1,7+j1,69	2,39+j0	0,43-j2,36	-1,23+j2,04
$U_{П.Ф.А}, \text{кВ}$	4,88+j2,4	3,7+j0,66	2,7+j2,47	4,61+j5,4	7,07+j0,63

Способы увеличения потока мощности по-разному влияют на напряжение на шинах подстанции. Наименьшее влияние оказывает активная нагрузка, снижая напряжение на 2 % от напряжения в нормальном режиме. Реактивная нагрузка снижает напряжение на шинах на 5,7 %. Источник активной мощности снижает напряжение на 2 %. Источник реактивной мощности увеличивает напряжение на 6,7 %. Это приводит к следующим эффектам:

- уменьшение напряжения на шинах ПС при сохранении настроек устройств ПБВ на трансформаторах ТП-10(6)/0,4 кВ приведет к снижению напряжения у других потребителей ПС на величину больше допустимой по условиям устойчивости к изменениям напряжения, которое зачастую составляет $\pm 5 \dots 10$ % в зависимости от категории нагрузки; особенно характерно для потребителей, подключенных по ВЛ с высоким сопротивлением, в зимний период из-за возрастания нагрузки;
- увеличение напряжения на шинах ПС улучшает качество электроэнергии удаленных потребителей, приводит к уменьшению величины потребляемого ими тока за счет увеличения электромагнитного момента асинхронных электродвигателей; для электрически близких электроприемников увеличение напряжения приводит к чрезмерной нагрузке на изоляцию и ведет к уменьшению срока службы нерегулируемых резистивных элементов из-за их перегрева [9].

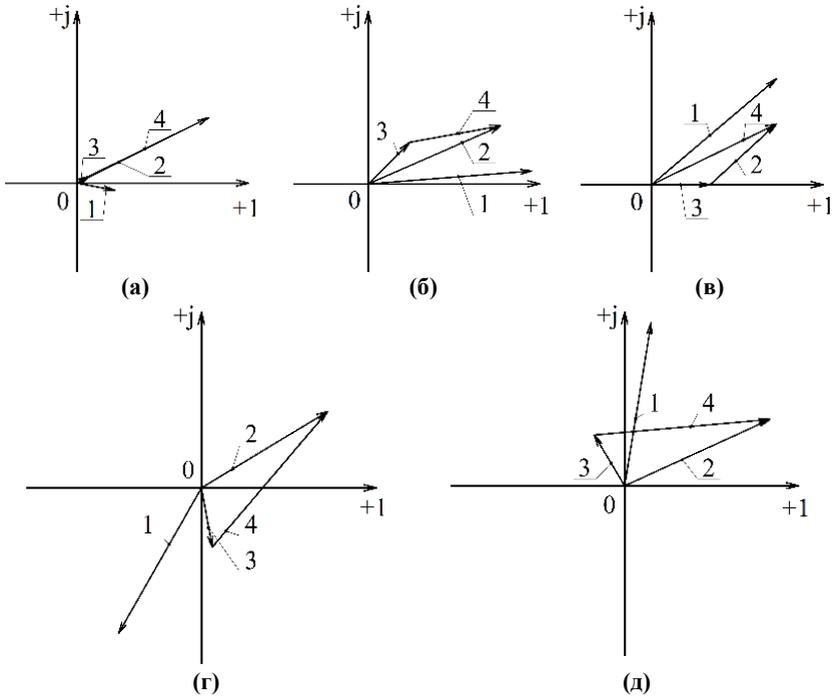


Рис. 3. Векторные диаграммы напряжений и токов ВЛ: режимы № 0 (а), № 1 (б), №2 (в), №3 (г), №4 (д)

*1 – ток I_{w1} , 2 – фазное напряжение на шинах ПС $U_{пс.фа}$,
3 – падение напряжения $\Delta U_{w1} + j\delta U_{w1}$, 4 – напряжение потребителя $U_{нп.фа}$*

Fig. 3. Phasor diagrams of voltages and currents of overhead power line: modes № 0 (a), № 1 (б), №2 (в), №3 (г), №4 (д)

*1 – current vector I_{w1} , 2 – substation voltage $U_{пс.фа}$,
3 – voltage losses $\Delta U_{w1} + j\delta U_{w1}$, 4 – consumer voltage $U_{нп.фа}$*

Наибольшие отличия при сравнении способов создания дополнительной мощности проявляются в изменении загрузки трансформатора. При подключении дополнительных активной и реактивной нагрузок наблюдается увеличение загрузки трансформатора на 46 и 41 % соответственно. Это происходит из-за увеличения потока мощности через трансформатор в направлении дополнительной нагрузки. Так, применяя (2) поток мощности через трансформатор при использовании дополнительной активной нагрузки:

$$S_{\text{тр}}' = \sqrt{\left(P_{\text{Н1}} + P_{\text{НПС}} + P' + \Delta P_{\text{w1}}'\right)^2 + \left(Q_{\text{Н1}} + Q_{\text{НПС}} + \Delta Q_{\text{w1}}'\right)^2}. \quad (6)$$

При использовании дополнительной реактивной нагрузки:

$$S_{\text{тр}}' = \sqrt{\left(P_{\text{Н1}} + P_{\text{НПС}} + \Delta P_{\text{w1}}'\right)^2 + \left(Q_{\text{Н1}} + Q_{\text{НПС}} + Q' + \Delta Q_{\text{w1}}'\right)^2}. \quad (7)$$

При подключении источника активной мощности нагрузка трансформатора ПС снижается по сравнению с нормальным режимом на 4,9 %. Поток мощности через трансформатор ПС при таком способе плавки:

$$S_{\text{тр}}' = \sqrt{\left(P_{\text{Н1}} + P_{\text{НПС}} - P' + \Delta P_{\text{w1}}'\right)^2 + \left(Q_{\text{Н1}} + Q_{\text{НПС}} + \Delta Q_{\text{w1}}'\right)^2}. \quad (8)$$

Для создания высокого потока активной мощности из конца ВЛ в ее начало мощность дополнительного источника должна быть больше активной мощности потребителей на ВЛ и потерь в проводах ВЛ при плавке, т.е.:

$$P' > P_{\text{Н1}} + \Delta P_{\text{w1}}'. \quad (9)$$

Поток активной мощности P'' , поступающий из ВЛ в шины ПС:

$$P'' = P' - P_{\text{Н1}} - \Delta P_{\text{w1}}'. \quad (10)$$

Соответственно поток мощности через трансформатор:

$$S_{\text{тр}}' = \sqrt{\left(P_{\text{НПС}} - P''\right)^2 + \left(Q_{\text{Н1}} + Q_{\text{НПС}} + \Delta Q_{\text{w1}}'\right)^2}. \quad (11)$$

В рассмотренном примере величина потока мощности P'' такая, что нагрузка трансформатора ПС становится меньше, чем в нормальном режиме. При подключении источника реактивной мощности нагрузка трансформатора увеличивается на 14,1 %.

Поток мощности через трансформатор ПС при таком способе плавки:

$$S_{\text{тр}}' = \sqrt{\left(P_{\text{Н1}} + P_{\text{НПС}} + \Delta P_{\text{w1}}'\right)^2 + \left(Q_{\text{Н1}} + Q_{\text{НПС}} - Q' + \Delta Q_{\text{w1}}'\right)^2}. \quad (12)$$

Аналогично способу с подключением дополнительного источника активной мощности:

$$Q' > Q_{\text{Н1}} + \Delta Q_{\text{W1}}' . \quad (13)$$

Поток реактивной мощности Q'' , поступающий из ВЛ в шины ПС:

$$Q'' = Q' - Q_{\text{Н1}} - \Delta Q_{\text{W1}}' . \quad (14)$$

Поток мощности через трансформатор ПС при таком способе плавки:

$$S_{\text{тр}}' = \sqrt{(P_{\text{Н1}} + P_{\text{НПС}} + \Delta P_{\text{W1}}')^2 + (Q_{\text{НПС}} - Q'')^2} . \quad (15)$$

Сравнивая способы создания дополнительных потоков мощности с помощью источников, видна разница в загрузке трансформатора ПС. Она зависит от коэффициента мощности потребителя на ВЛ $\cos\varphi_{\text{Н1}}$ и соотношения комплексного сопротивления ВЛ $R_{\text{W1}}/X_{\text{W1}}$. При $\cos\varphi_{\text{Н1}} > 0,707$ преобладает активная нагрузка $P_{\text{Н1}}$. При плавке она полностью снабжается от дополнительного источника активной мощности на конце ВЛ, при этом загрузка трансформатора ПС снижается на величину $P_{\text{Н1}}$. Реактивная нагрузка $Q_{\text{Н1}}$ при $\cos\varphi_{\text{Н1}} > 0,707$ численно меньше чем $P_{\text{Н1}}$. Соответственно, при использовании источника реактивной мощности компенсация реактивной нагрузки $Q_{\text{Н1}}$ снижает загрузку трансформатора ПС в меньшей степени, так как $P_{\text{Н1}} > Q_{\text{Н1}}$.

Соотношение комплексного сопротивления ВЛ $R_{\text{W1}}/X_{\text{W1}}$ влияет следующим образом: при $R_{\text{W1}}/X_{\text{W1}} > 1$ активное сопротивление ВЛ преобладает, следовательно, потери активной мощности при плавке гололеда:

$$\Delta P_{\text{W1}}' = I_{\text{W1}}^2 \cdot R_{\text{W1}} , \quad (16)$$

численно больше, чем потери реактивной мощности:

$$\Delta Q_{\text{W1}}' = I_{\text{W1}}^2 \cdot X_{\text{W1}} . \quad (17)$$

Для ВЛ-10(6) кВ соотношение $R_{\text{W1}}/X_{\text{W1}}$ для ряда сечений от 25 до 70 мм² всегда больше 1 за счет конструкции ВЛ и, соответственно, меньшего реактивного сопротивления. При плавке с применением дополнительного источника активной мощности активные потери в ВЛ являются нагрузкой для дополнительного источника, а загрузка трансформатора ПС будет уменьшаться на величину этих потерь. При применении дополнительного источника реактивной мощности загрузка трансформатора ПС также будет уменьшаться, но в меньшей степени, так как $\Delta P_{\text{W1}}' > \Delta Q_{\text{W1}}'$.

При плавке гололеда допустима 1,5-кратная перегрузка трансформаторов с системой охлаждения М и Д при $t = 0$ °С на протяжении 2 часов [10]. Следовательно, при подключении дополнительных источников мощности обеспечивается наибольший запас по перегрузке чем при подключении дополнительных нагрузок, что позволяет осуществлять параллельную плавку гололеда на нескольких линиях, подключенных к одному трансформатору.

При сравнении способов создания дополнительной мощности по их природе выделяется дополнительный источник активной мощности, который является активным элементом цепи. Остальные способы можно реализовать на пассивных элементах, при этом активная мощность для проведения плавки гололеда поступает из мощной энергосистемы. Применение активного элемента означает, что для проведения плавки гололеда с применением источника активной мощности требуются затраты топлива. При реализации данного способа на рассматриваемом примере и вырабатываемой мощности 8,7 МВт применяется комплекс из десяти дизель-генераторов суммарной мощностью 10 МВт. Затраты топлива при плавке при номинальном расходе топлива 198 л/ч для каждого агрегата составят 1617 л дизельного топлива. Все эти детали делают данный способ технически сложным, дорогостоящим и требующим расхода топлива, по сравнению с другими способами, при использовании которых не потребляется топливо и которые можно осуществить с помощью технически менее сложных устройств – статических компенсаторов, нагревательных устройств, реакторов.

Оценка влияния способов создания дополнительной мощности на режим электроснабжения по напряжению у потребителя, напряжению на шинах подстанции и загрузке оборудования подстанции показывает, что ни один из рассмотренных способов не отвечает требованиям, установленным авторами к оптимальному способу плавки гололеда без отключения потребителя. Наиболее близким по характеристикам способом, имеющим перспективы дальнейшего исследования, является использование дополнительного источника реактивной мощности для увеличения тока в проводах ВЛ по следующим причинам:

- 1) увеличение напряжения на шинах ПС положительно сказывается на других удаленных потребителях опорной ПС;
- 2) загрузка трансформатора опорной ПС значительно меньше в сравнении со способами, где задействованы дополнительные нагрузки;
- 3) источник реактивной мощности можно выполнить, применяя элементную базу из пассивных элементов, без затрат на топливо, в отличие от применения дополнительного источника активной мощности.

Также в дальнейшем потребуются оценить следующие перспективы внедрения дополнительного источника реактивной мощности для плавки гололеда в электросетевые организации.

1. *Исполнение установки плавки гололеда*: стационарное исполнение для ВЛ с высокой частотой появления гололедно-изморозевых отложений или мобильное исполнение установки для совершения поочередной плавки на группе ВЛ. Исполнение может варьироваться для разных ВЛ в зависимости от частоты появления гололеда на этих ВЛ.

2. *Подключение данной установки плавки гололеда*: возможные монтажные схемы, выбор электрических коммутационных аппаратов, а также релейной защиты и автоматики. За основу для разработки условий подключения можно использовать существующие технические решения установок компенсации реактивной мощности напряжением 10(6) кВ с учетом условий эксплуатации на ВЛ в осенне-зимний период и выбранного исполнения установки;

3. *Оценка количества и номинальной мощности подобных установок*, требуемых для успешной плавки гололеда на ВЛ в сетевых районах существующих электросетевых организаций.

VI. Заключение

В данной статье поставлена цель рассмотреть способы осуществления оптимального метода плавки током промышленной частоты. Рассмотрены такие способы как: дополнительная активная нагрузка, дополнительная реактивная нагрузка, дополнительный источник активной мощности и дополнительный источник реактивной мощности.

Для проведения анализа данных способов проведено моделирование режима плавки гололеда на участке сети напряжением 10(6) кВ.

На основании моделирования произведен сравнительный анализ данных способов создания дополнительного потока мощности в части их влияния на режим электроснабжения потребителей. Установлено, что по своему влиянию на режим и по своей физической природе наилучшим является способ с подключением дополнительного источника реактивной мощности.

© Максимов С.П., 2024

© Ладин А.В., 2024

© Кузнецов П.А., 2024

Поступила в редакцию 20.12.2023

Принята к публикации 29.01.2024

Received 20.12.2023

Accepted 29.01.2024

Библиографический список

- [1] Кабашов В.Ю. Исследование причин аварийных отключений сельских ВЛ 6-10 кВ // Международный научный журнал «Инновационная наука». 2017. № 04-3/2017. С. 70-73.
- [2] Башкевич В.Я., Угаров Г.Г., Кузнецов П.А., Стебеньков С.Б. Мониторинг воздушных линий электропередачи, эксплуатируемых в экстремальных метеорологических условиях. Саратов: СГТУ, 2013. – 244 с.
- [3] ГОСТ Р 59965-2021. Единая энергетическая система и изолированно работающие энергосистемы. Электрические сети. Системы плавки гололеда на проводах и грозозащитных тросах линий электропередачи. Выбор и обоснование принципиальных технических решений. Введ. 2022-03-01. М.: Российский институт стандартизации, 2022. – 109 с.
- [4] Барг И.Г., Валк Х.Я., Комаров Д.Т. Совершенствование обслуживания электросетей 0,4-20 кВ в сельской местности. М.: Энергия, 1980. – 240 с.
- [5] Елизарьев А.Ю., Валеев А.Р. Плавка гололеда на воздушных линиях электропередачи без отключения потребителей // Вестник УГАТУ. 2015. Т. 19. № 4 (70). С. 59-65.
- [6] Максимов С.П., Кузнецов П.А. Анализ существующих методов плавки гололедно-изморозевых отложений на проводах ВЛ-10(6) кВ // Вопросы электротехнологии. 2023. № 1 (38). С. 47-56.
- [7] ГОСТ 32144-2013. Электрическая энергия. Совместимость технических средств электромагнитная. Нормы качества электрической энергии в системах электроснабжения общего назначения. Введ. 2014-07-01. М.: Стандартинформ, 2014. – 16 с.
- [8] Левченко И.И., Засыпкин А.С., Аллилуев А.А., Сацук Е.И. Диагностика, реконструкция и эксплуатация воздушных линий электропередачи в гололедных районах. М.: МЭИ, 2007. – 448 с.
- [9] Сампер А., Баггини А. Эффективность использования электроэнергии: технологии и сферы применения. Москва: Техносфера, 2020. – 488 с.
- [10] Рудакова Р.М., Вавилова И.В., Голубков И.Е. Методы борьбы с гололедом в электрических сетях энергосистем. Уфа: УГАТУ, 2005. – 187 с.

References

- [1] V. U. Kabashov, "Research of the causes of emergency shutdowns of rural 6-10 kV voltage overhead lines", *International scientific journal "Innovative Science"*, no.04-3/2017, pp. 70-73, 2017 (in Russian).
- [2] V. Y. Bashkevich, G. G. Ugarov, P. A. Kuznetsov and S. B. Stebenkov, *Monitoring of overhead power lines that operate in extreme weather conditions [Monitoring of overhead power lines that operate in extreme weather conditions]*, Saratov: SSTU, 2013 (in Russian).
- [3] United power system and isolated power systems. Electrical networks. Ice-melting systems on conductors and ground-wire cable of the overhead transmission line. The choice and basis of principal technical solutions, GOST R 59965-2021, March 2022.
- [4] I.G. Barg, H.Y. Valk and D.T. Komarov, *Improving the maintenance of 0.4-20 kV voltage power networks in rural areas [Sovershenstvovanie obsluzhivaniya elektrosetej 0,4-20 kV v sel'skoj mestnosti]*, Moscow: Energia, 1980 (in Russian).

- [5] A. Yu. Elizariiev and A.R. Valeev. "Ice melting on over-head transmissions lines without customers disconnect", *Vestnik UGATU*, vol. 19, no.4 (70), pp. 59-65, 2015.
- [6] S.P. Maksimov and P.A. Kuznetsov, "Existing methods for melting ice and snow accretion on 10(6) kV power lines", *Journal of Electrotechnics*, no.1 (38), pp. 47-56, Mar. 2023.
- [7] Electric energy. Electromagnetic compatibility of technical equipment. Power quality limits in the public power supply systems, GOST 32144-2013, July 2014.
- [8] I.I. Levchenko, A.S. Zasyppkin, A.A. Alliluev and E.I. Satsuk, *Diagnostics, reconstruction and operation of overhead power lines in icy areas [Diagnostika, rekonstrukciya i ekspluatatsiya vozdushnyh linij elektroperedachi v gololednyh rajonah]*, Moscow: MPEI, 2007 (in Russian).
- [9] A. Samper and A. Baggini, *Electrical energy efficiency: technologies and applications [Effektivnost' ispol'zovaniya elektroenergii: tekhnologii i sfery primeneniya]*, Moscow: Tekhnosfera, 2020 (in Russian).
- [10] R.M. Rudakova, I.V. Vavilova and I.E. Golubkov, *Methods of dealing with ice in electrical networks of power systems [Metody bor'by s gololedom v elektricheskikh setyah energosistem]*, Ufa: UGATU, 2005 (in Russian).

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Максимов Сергей Петрович, аспирант Саратовского государственного технического университета имени Гагарина Ю.А., г. Саратов, Российская Федерация.; инженер-проектировщик ООО «НТЦ Инструмент-микро», г. Энгельс, Российская Федерация.

Sergey P. Maksimov, postgraduate student of the Yuri Gagarin State Technical University of Saratov, Saratov, Russian Federation; project engineer of the JSC «NTC Instrument-micro», Engels, Russian Federation.

Ладин Александр Владимирович, магистрант Саратовского государственного технического университета имени Гагарина Ю.А.; инженер-энергетик Инженерно-технического центра ООО «Газпром Трансгаз Саратов», г. Саратов, Российская Федерация.

Aleksandr V. Ladin, master of the Yuri Gagarin State Technical University of Saratov; power engineer of the Engineering and technical center of the Gazprom transgaz Saratov LLC, Saratov, Russian Federation.

Кузнецов Павел Анатольевич, кандидат технических наук, доцент Саратовского государственного технического университета имени Гагарина Ю.А., г. Саратов, Российская Федерация; технический директор ООО «НТЦ Инструмент-микро», г. Энгельс, Российская Федерация.

Pavel A. Kuznetsov, Cand. Sci. (Eng.), associate professor of the Yuri Gagarin State Technical University of Saratov, Saratov, Russian Federation.; technical director of the JSC «NTC Instrument-micro», Engels, Russian Federation.

УДК 621.315

EDN: VNDBSD

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЗАВИСИМОСТЕЙ ПАРАМЕТРОВ РЕЗОНАНСНОГО КОНТУРА В СИСТЕМЕ БЕСПРОВОДНОЙ ПЕРЕДАЧИ ЭНЕРГИИ ОТ ИНДУКТИВНОСТИ КАТУШКИ

С.А. Чернявская

ORCID: 0009-0002-7404-6856 e-mail: sachernyavskaya@sevsu.ru

Севастопольский государственный университет

Севастополь, Россия

С.В. Гайдук

ORCID: 0009-0003-8092-8529 e-mail: svgaidyk@sevsu.ru

Севастопольский государственный университет

Севастополь, Россия

С.А. Абейдулин

ORCID: 0009-0004-5273-7597 e-mail: saabeidulin@sevsu.ru

Севастопольский государственный университет

Севастополь, Россия

Рассматривается система беспроводной передачи энергии (БПЭ) с последовательной топологией. Данные системы применяются для создания беспроводных зарядных станций электромобилей и других транспортных средств, питающихся от аккумуляторных батарей. Получены зависимости параметров резонансного контура, а именно: активного сопротивления, емкости и величины взаимной индукции от индуктивности катушек. В связи с тем, что ограничивающим фактором при проектировании систем БПЭ являются геометрические размеры катушек резонансного контура, рассмотрена возможность создания прямоугольной катушки, питающей электротележку ET-20132. Рассчитаны ее параметры, проведена аналитическая аппроксимация степенными и трансцендентными функциями. Определены средние ошибки аппроксимации, выбраны оптимальные аналитические зависимости для параметров резонансного контура от величины индуктивности катушки. Результаты исследования могут быть полезны для инженеров, занимающихся разработкой беспроводных зарядных станций.

Ключевые слова: беспроводная передача энергии, электромобиль, последовательная топология, резонансный контур, аппроксимация, полиномиальная зависимость, трансцендентная функция, ошибка аппроксимации.

Для цитирования: Чернявская С.А., Гайдук С.В., Абейдулин С.А. Определение зависимостей параметров резонансного контура в системе беспроводной передачи энергии от индуктивности катушек. // Интеллектуальная Электротехника. 2024. № 2. С. 40-52. EDN: VNDBSD

DETERMINATION THE DEPENDENCIES OF RESONANCE CIRCUIT PARAMETERS ON COIL INDUCTANCE IN WIRELESS POWER TRANSFER SYSTEM

S.A. Chernyavskaya

ORCID: 0009-0002-7404-6856 e-mail: sachernyavskaya@sevsu.ru
Sevastopol State University
Sevastopol, Russia

S.V. Gaiduk

ORCID: 0009-0003-8092-8529 e-mail: svgaidyk@sevsu.ru
Sevastopol State University
Sevastopol, Russia

S.A. Abeydulin

ORCID: 0009-0004-5273-7597 e-mail: saabeidulin@sevsu.ru
Sevastopol State University
Sevastopol, Russia

Abstract. The work considers a wireless power transmission system with a sequential topology. These systems are used to create wireless charging stations for electric vehicles and other vehicles powered by batteries. The dependences of the parameters of the resonant circuit, namely: active resistance, capacitance and the value of mutual induction on the inductance of the coils, were obtained. Due to the fact that the limiting factor in the design of wireless power transmission systems is the geometric dimensions of the resonant circuit coils, the possibility of creating a rectangular coil that powers the ET-20132 electric cart is considered. Its parameters were calculated and analytical approximation was carried out using polynomial and transcendental functions. The average approximation errors were determined, and the optimal analytical dependences for the parameters of the resonant circuit on the magnitude of the coil inductance were selected. The presented results may be useful for engineers developing wireless charging stations.

Keywords: wireless power transfer, electric vehicle, sequential topology, resonant circuit, approximation, polynomial dependence, transcendental function, approximation error.

For citation: S.A. Chernyavskaya, S.V. Gaiduk and S.A. Abeydulin, "Determination the dependences of resonant circuit parameters on coil inductance in wireless power transmission system", *Smart Electrical Engineering*, no. 2, pp. 40-52, 2024. EDN: VNDBSD

I. Введение

Понятие «беспроводная передача энергии» (БПЭ) является термином собирательного характера, который относится к числу технологий для передачи энергии с помощью электромагнитных полей через воздушный

зазор и обеспечивает питание от источника переменного тока для аккумуляторов или устройств без физических разъемов и проводов. Достоинство технологии содержится в отсутствии физического электрического контакта зарядной станции с устройством, что обеспечивает высокие показатели надежности и безопасности.

Одним из вариантов осуществления БПЭ является метод электромагнитной индукции, основанный на одноименном явлении. Первым научным коллективом, представившим технологию сильно связанного магнитного резонанса, стала исследовательская группа из Массачусетского технологического института в 2007 г. [1].

Для повышения эффективности передачи исследователи всего мира предлагают различные методы: введение промежуточных резонансных катушек [2], оптимизация структуры и параметров катушек [3] и т.д. В [4] исследовано влияние бокового смещения на эффективность передачи и определен диапазон высокой эффективности, но ориентация катушки не учитывалась. В [5] предложена новая передаточная функция, объединено пространственное смещение с параметрами катушек, в результате выведена формула эффективности передачи с помощью метода анализа конечных элементов. Новая аналитическая модель для системы БПЭ с индуктивной связью предложена в [6], где учтены эффекты смещения и геометрии катушки в математических расчетах, но не освещен метод оптимизации. В [7] рассматривается основной принцип резонансно-индукционной передачи энергии, а также произведен обзор беспроводных устройств и методов их зарядки в электромобилях. Работа [8] включала разработку нового типа беспроводного устройства для обеспечения высокоэффективной зарядки аккумулятора электромобилей.

Анализ литературных источников показал, что вопрос определения зависимостей параметров резонансного контура от индуктивности катушек в настоящее время должным образом не исследован. Важную роль в проектировании системы резонансных контуров играет правильное определение параметров и конструктивных элементов, которые участвуют в процессах передачи энергии между элементами.

В данной статье рассматриваются аппроксимации зависимостей параметров резонансного контура от индуктивности катушки различными функциями и определяется ошибка такого приближения.

II. Объект исследования

В процессе проектирования систем электропитания возникают определенные технические ограничения, такие как габариты и размеры приемных и передающих катушек. Также необходимо учитывать диапазон частот,

на которых осуществляется передача электроэнергии. Важно найти оптимальные параметры элементов резонансных контуров, которые обеспечивают минимальное значение максимального тока на конденсаторах.

В качестве исследуемой системы БПЭ, будем рассматривать схему с S-S (последовательной) топологией [9-11], приведенную на рис. 1, так как она обеспечивает лучший коэффициент передачи мощности и имеет минимальную чувствительность резонансной частоты от взаимной индуктивности. Обозначения на рис. 1: u_{in} – напряжение, подводимое к первичному контуру, R_1 , R_2 – активные сопротивления первой и второй катушек, R_{load} – активное сопротивление нагрузки, C_1 , C_2 – емкости первого и второго контуров, L_1 , L_2 – индуктивности первого и второго контуров, L_m – взаимная индуктивность контуров.

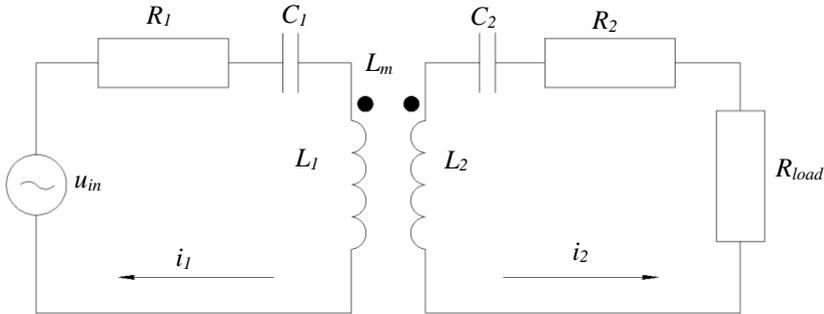


Рис. 1. Схема беспроводной зарядной станции с S-S топологией

Fig. 1. Diagram of a wireless charging station with S-S topology

Высокую эффективность передачи энергии обеспечивает близкое расположение обмоток. Передача энергии осуществляется посредством воздушного трансформатора.

III. Материалы и методы

Основным ограничивающим фактором при проектировании систем БПЭ являются геометрические размеры катушек резонансного контура.

Рассмотрим вариант прямоугольных катушек индуктивности размером $0,6 \times 0,3$ м, расчетное выражение для определения параметра индуктивности, согласно [12], имеет вид:

$$L = \frac{1}{\pi} \mu_0 \cdot \omega^2 \cdot (b+c) \cdot \left(\ln \frac{2 \cdot b \cdot c}{r} - \frac{c}{b+c} \cdot \ln(c + \sqrt{b^2 + c^2}) \right) - \frac{b}{b+c} \cdot \ln(b + \sqrt{b^2 + c^2}) + \frac{2 \cdot \sqrt{b^2 + c^2}}{b+c} - \frac{1}{2} + 0,447 \cdot \frac{r}{c+b}, \quad (1)$$

где μ_0 – магнитная проницаемость вакуума; ω – число витков; b, c – стороны катушки; r – ширина обмотки катушки.

Взаимная индуктивность:

$$L_m = \omega^2 \cdot \frac{\mu_0}{\pi} \cdot c \cdot \left(\ln \left(\frac{c + \sqrt{c^2 + x^2}}{c + \sqrt{c^2 + b^2 + x^2}} \cdot \frac{\sqrt{b^2 + x^2}}{x} \right) + b \cdot \ln \left(\frac{b + \sqrt{b^2 + x^2}}{b + \sqrt{c^2 + b^2 + x^2}} \cdot \frac{\sqrt{c^2 + x^2}}{x} \right) \right) + 2 \cdot \left(\sqrt{c^2 + b^2 + x^2} - \left(\sqrt{c^2 + x^2} - \sqrt{b^2 + x^2} + x \right) \right), \quad (2)$$

где x – расстояние между катушками.

Для вычисления активного сопротивления с учетом зависимости длины провода от числа витков и его диаметра применима формула:

$$R = \rho_m \cdot \frac{\left(2 \cdot (b + c) - \sqrt{\frac{4 \cdot S}{\pi}} \cdot 4 \cdot \frac{\omega - 1}{2} \right) \cdot \omega}{S}, \quad (3)$$

где ρ_m – удельное сопротивление проводника катушки; S – площадь поперечного сечения провода обмотки катушки.

При расчете по (1-3) в зависимости от числа витков принято значение сопротивления нагрузки 2,8 Ом, что соответствует номинальному зарядному току 36 А для аккумуляторных батарей электротележки при напряжении 100 В. Частота, на которой осуществляется передача энергии, принята равной 90 кГц в соответствии с [13]. Результаты расчетов сведены в табл. 1.

Для определения зависимостей параметров системы БПЭ (рис. 1), составим аналитические выражения взаимной индуктивности контура $L_m(L)$, сопротивления $R(L)$ и емкости $1/C(L)$ от индуктивности L катушек, используя результаты расчетов (1)-(3) и методы аппроксимации. Аппроксимирующая функция [14] должна быть простой, но допускать последующую математическую обработку и достаточно точно отображать полученные характеристики.

Исходя из указанных требований, могут быть использованы методы аппроксимации: полиномиальная (степенная); кусочно-линейная; аппроксимация трансцендентными функциями (экспоненциальными, тригонометрическими и др.).

Таблица 1.
Значения параметров катушки от числа витков

Table 1.
Coil parameter values depending on the number of turns

Кол-во витков	$L_1 = L_2 = L$, Гн	L_m , Гн	$R_1 = R_2 = R$, Ом	$C_1 = C_2 = C$, Ф
1	0,000001843	0,000000307	0,00306	0,0000016900
2	0,000006000	0,000001228	0,00611	0,0000005200
3	0,000011960	0,000002763	0,00916	0,0000002600
4	0,000019430	0,000004912	0,01200	0,0000001400
5	0,000028210	0,000007675	0,01500	0,0000000950
6	0,000038140	0,000010400	0,01800	0,0000000700
7	0,000049090	0,000015030	0,02100	0,0000000500
8	0,000060970	0,000019650	0,02400	0,0000000400
9	0,000073690	0,000024870	0,02800	0,0000000330
10	0,000087170	0,000030700	0,03100	0,0000000280

В связи с необходимостью дальнейшего исследования оптимизации параметров резонансного контура, остановимся на рассмотрении двух методов аппроксимации: полиномиальной и с помощью трансцендентных функций. Чтобы иметь общее суждение о качестве однофакторной модели из относительных отклонений по каждому наблюдению, определим среднюю ошибку аппроксимации, которая показывает среднее отклонение расчетных значений от фактических:

$$\delta = \frac{100\%}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \left| \frac{y_i - \bar{y}_i}{y_i} \right|, \quad (4)$$

где y_i – эмпирические (фактические) значения функции, в нашем случае это взаимная индуктивность контуров (L_m), активное сопротивление катушки (R), емкость контура ($1/C$); \bar{y}_i – значения функции аппроксимации, вычисленные при подстановке индуктивности (L); $n = 10$ – количество заданных табличных значений. Ошибка аппроксимации в пределах 5...7 % свидетельствует о хорошем подборе модели к исходным данным.

Возможно определение средней ошибки аппроксимации (5) как среднее расстояние, на которое значения отклоняются от линии аппроксимации:

$$S = \frac{100\%}{\sum_{i=1}^k \bar{y}_i} \cdot \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^k (y - \bar{y}_i)^2}{n}}. \quad (5)$$

Малая ошибка оценки свидетельствует, что все точки данных находятся очень близко к построенной линии.

Аппроксимация полиномиальной функцией имеет вид:

$$f(x) = k_0 + k_1x + k_2x^2 + k_3x^3 + \dots + k_mx^m, \text{ где } m = 1 \dots 5.$$

В качестве трансцендентных функций используются следующие зависимости:

$$y(x) = a \cdot e^{bx} + c; y_1(x) = a \cdot \ln(x + b) + c; y_2(x) = a \cdot x^b + c; y_3(x) = \frac{a}{1 + b \cdot e^{-cx}}.$$

IV. Результаты расчетов

Результаты вычислений сведены в табл. 2, в которых указаны соответствующие им средние ошибки аппроксимации, рассчитанные по (4) и (5). Для упрощения расчетов используется программа *MathCad*, для удобства принято $1/C = C_1$.

Таблица 2.
Степенные и трансцендентные зависимости $L_m(L)$, $R(L)$, $1/C(L)$

Table 2.
Power and transcendental dependences $L_m(L)$, $R(L)$, $1/C(L)$

m	$f(x) = k_0 + k_1x + k_2x^2 + k_3x^3 + \dots + k_mx^m$	S	δ
Степенные зависимости $L_m(L)$			
1	$f_1(x) = -1,628 \cdot 10^{-6} + 0,355x$	7,541	52,535
2	$f_2(x) = -2,744 \cdot 10^{-7} + 0,243x + 1,315 \cdot 10^3 x^2$	1,741	5,4
3	$f_3(x) = -5,7 \cdot 10^{-8} + 0,207x + 2,38 \cdot 10^3 x^2 - 8,071 \cdot 10^6 x^3$	1,417	2,263
4	$f_4(x) = -5,7 \cdot 10^{-8} + 0,207x + 2,38 \cdot 10^6 x^2 - 8,071 \cdot 10^3 x^3 - 1,221 \cdot 10^3 x^4$	1,417	2,263
5	$f_5(x) = -5,7 \cdot 10^{-8} + 0,207x + 2,38 \cdot 10^6 x^2 - 8,071 \cdot 10^3 x^3 - 1,221 \cdot 10^3 x^4 - 0,136 x^5$	1,417	2,263
Степенные зависимости $R(L)$			
1	$f_1(x) = 9,105 \cdot 10^{-3} + 1,826x$	19,576	35,461
2	$f_2(x) = 6,902 \cdot 10^{-3} + 3,654x - 142,61 x^2$	10,679	20,524
3	$f_3(x) = 5,789 \cdot 10^{-3} + 5,672x - 565,97 x^2 + 2,079 \cdot 10^4 x^3$	7,207	13,608
4	$f_4(x) = 4,876 \cdot 10^{-3} + 8,677x - 1,805 \cdot 10^3 x^2 + 1,747 \cdot 10^5 x^3 - 5,749 \cdot 10^6 x^4$	5,454	10,402
5	$f_5(x) = 4,363 \cdot 10^{-3} + 11,43x - 3,746 \cdot 10^3 x^2 + 6,272 \cdot 10^5 x^3 - 4,726 \cdot 10^7 x^4 + 1,293 \cdot 10^9 x^5$	4,22	8,4

Продолжение табл. 2

Table 2 (continued)

m	$f(x) = k_0 + k_1x + k_2x^2 + k_3x^3 + \dots + k_mx^m$		S	δ
Степенные зависимости $1/C(L)$				
1	$f_1(x) = 2,718 \cdot 10^6 + 2,562 \cdot 10^{11}x$		50,43	86,641
2	$f_2(x) = -4,085 \cdot 10^6 + 8,223 \cdot 10^{11}x - 6,606 \cdot 10^{15}x^2$		36,25	83,953
3	$f_3(x) = 2,814 \cdot 10^6 - 3,174 \cdot 10^{11}x + 2,722 \cdot 10^{16}x^2 - 2,561 \cdot 10^{20}x^3$		19,54	44,163
4	$f_4(x) = 2,814 \cdot 10^6 - 3,174 \cdot 10^{11}x + 2,722 \cdot 10^{16}x^2 - 2,561 \cdot 10^{20}x^3 - 3,877 \cdot 10^{16}x^4$		19,54	44,163
5	$f_5(x) = 2,814 \cdot 10^6 - 3,174 \cdot 10^{11}x + 2,722 \cdot 10^{16}x^2 - 2,561 \cdot 10^{20}x^3 - 3,877 \cdot 10^{16}x^4 - 4,329 \cdot 10^{12}x^5$		19,54	44,163
m	Общий вид	Аппроксимируемая функция	S	δ
Трансцендентные зависимости $L_m(L)$				
1	$y(x) = a \cdot e^{bx} + c$	$y(x) = -0,063 \cdot e^{-5,652x} + 0,063$	2,39	9,54
2	$y_1(x) = a \cdot \ln(x+b) + c$	$y_1(x) = 0,282 \cdot \ln(x+0,794) + 0,065$	2,39	9,536
3	$y_2(x) = a \cdot x^b + c$	$y_2(x) = -2,973 \cdot x^{-2,458 \cdot 10^{-6}} + 2,973$	13,9	51,499
4	$y_3(x) = \frac{a}{1+b \cdot e^{-cx}}$	$y_3(x) = \frac{3,585 \cdot 10^{-5}}{1+9,595 \cdot e^{-5,298 \cdot 10^4 x}}$	2,25	11,949
Трансцендентные зависимости $R(L)$				
1	$y(x) = a \cdot e^{bx} + c$	$y(x) = -0,047 \cdot e^{-1,004 \cdot 10^4 x} + 0,05$	0,977	$6,695 \cdot 10^3$
2	$y_1(x) = a \cdot \ln(x+b) + c$	$y_1(x) = -0,034 \cdot \ln(x+1,223 \cdot 10^3) + 0,255$	16,75	$1,068 \cdot 10^5$
3	$y_2(x) = a \cdot x^b + c$	$y_2(x) = -1,778 \cdot 10^3 \cdot x^{-4,029 \cdot 10^{-6}} + 1,778 \cdot 10^3$	5,64	$3,313 \cdot 10^4$
4	$y_3(x) = \frac{a}{1+b \cdot e^{-cx}}$	$y_3(x) = \frac{0,032}{1+5,144 \cdot e^{4,784 \cdot 10^4 x}}$	2,28	$1,747 \cdot 10^4$
Трансцендентные зависимости $1/C(L)$				
1	$y(x) = a \cdot e^{bx} + c$	$y(x) = 7,409 \cdot 10^{12} \cdot e^{0,035x} - 7,409 \cdot 10^{12}$	15,95	$2,553 \cdot 10^{13}$
2	$y_1(x) = a \cdot \ln(x+b) + c$	$y_1(x) = 2,496 \cdot 10^{11} \cdot \ln(x+0,974) + 6,473 \cdot 10^9$	15,95	$2,553 \cdot 10^{13}$
3	$y_2(x) = a \cdot x^b + c$	$y_2(x) = -1,2 \cdot 10^{12} \cdot x^{-5,317 \cdot 10^{-6}} + 1,2 \cdot 10^{12}$	15,07	$3,849 \cdot 10^{13}$
4	$y_3(x) = \frac{a}{1+b \cdot e^{-cx}}$	$y_3(x) = \frac{3,482}{1-e^{-2,664 \cdot 10^{-3}x}}$	19,99	$7,095 \cdot 10^{13}$

Полученные зависимости представлены на графиках (рис. 2, а-е).

В связи с тем, что осуществляется аппроксимация функциями, графики приведены для аргументов, находящихся в промежутке, соответствующем индуктивностям в табл. 1. В силу того, что задача решается в ограничениях, связанных с геометрическими размерами оборудования, точки, выходящие за интересующий промежуток, не рассматриваются.

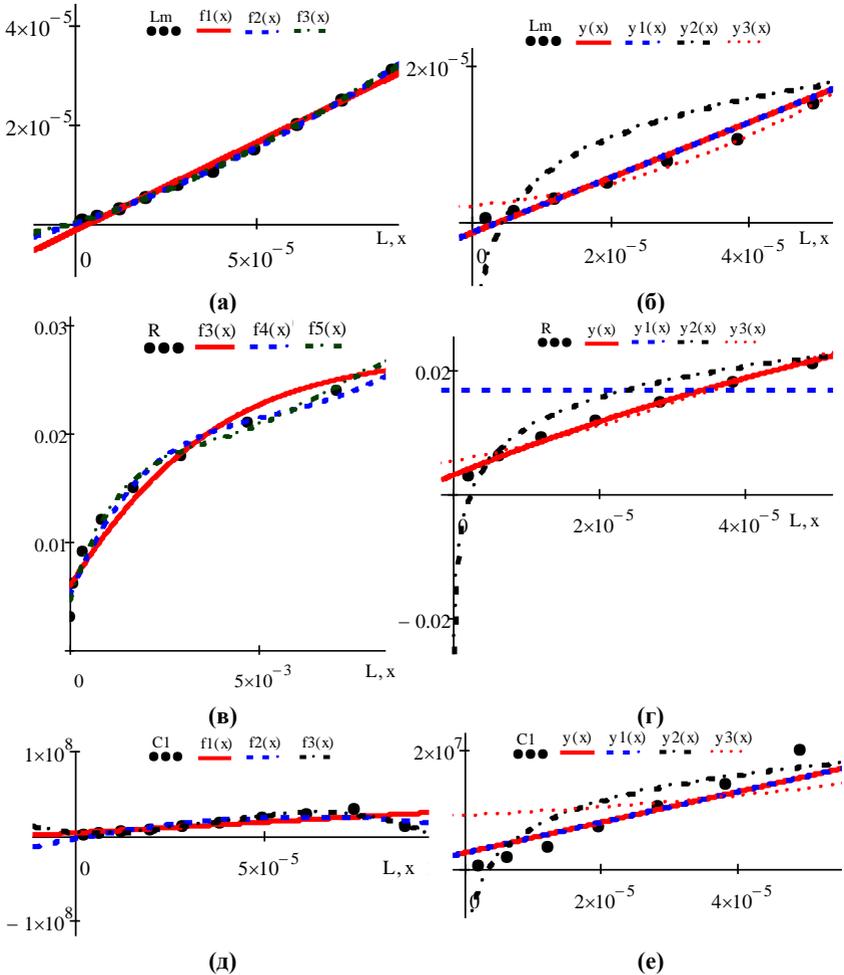


Рис. 2. Графики аппроксимаций:
 степенной (а) и трансцендентной (б) зависимости $L_m(L)$;
 степенной (в) и трансцендентной (г) зависимости $R(L)$;
 степенной (д) и трансцендентной (е) зависимости $1/C(L)$

Fig. 2. Fitting functions:
 polynomial (a) and transcendental (b) of dependence $L_m(L)$;
 polynomial (в) and transcendental (г) of dependence $R(L)$;
 polynomial (д) and transcendental (е) of dependence $1/C(L)$

В. Обсуждение результатов

Начиная с третьей степени многочлена, аппроксимирующего функцию $L_m(L)$, погрешность уменьшается достаточно медленно и коэффициенты в полиноме при соответствующих степенях совпадают. Следовательно, более точный вариант аппроксимации – полином третьей степени:

$$L_m(L) = -5,7 \cdot 10^{-8} + 0,207L + 2,38 \cdot 10^3 L^2 - 8,071 \cdot 10^6 L^3.$$

Наилучшей аппроксимирующей функцией для $R(L)$ будет показательная вида:

$$R(L) = -0,047 \cdot e^{-1,004 \cdot 10^4 L} + 0,05.$$

Оптимальной аппроксимирующей функцией $1/C$:

$$\frac{1}{C}(L) = -1,2 \cdot 10^{12} \cdot L^{-5,317 \cdot 10^{-6}} + 1,2 \cdot 10^{12}.$$

VI. Заключение

В результате для экспериментальной установки системы БПЭ с последовательной топологией, разработанной для электротележки ET-20132, оборудованной беспроводной зарядной станцией, получены зависимости параметров резонансного контура от индуктивности катушки. Это необходимо для дальнейшего оптимизационного исследования и определения эффективности передачи системы БПЭ. Итоги работы могут быть полезны для инженеров, занимающихся разработкой систем беспроводной передачи энергии.

© Чернявская С.А., 2024

© Гайдук С.В., 2024

© Абейдулин С.А., 2024

Поступила в редакцию 02.04.2024

Принята к публикации 20.04.2024

Received 02.04.2024

Accepted 20.04.2024

Библиографический список

- [1] Kurs A., Karalis A., Moffatt R., Joannopoulos J.D., Fisher P.; Soljacic M. Wireless power transfer via strongly coupled magnetic resonances // Science. 2007. Vol. 317. No. 5834. С. 83-86. DOI: 10.1126/science.1143254
- [2] Kim J., Son H.-C., Kim K.-H., Park Y.-J. Correction to “Efficiency analysis of magnetic resonance wireless power transfer with intermediate resonant coil” // IEEE Antennas and Wireless Propagation Letters. 2011. Vol. 10. С. 1609-1609. DOI: 10.1109/LAWP.2011.2178876

- [3] Jonah O., Georgakopoulos S.V. Wireless power transfer in concrete via strongly coupled magnetic resonance // *IEEE Transactions on Antennas and Propagation*. 2013. № 61 (3). С. 1378-1384. DOI: 10.1109/TAP.2012.2227924
- [4] Gao P., Tian Z., Pan T., Wu J., Gui W. Transmission efficiency analysis and optimization of magnetically coupled resonant wireless power transfer system with misalignments // *AIP Advances*. 2018. Vol. 8 (8). Art. no. 085016. DOI: 10.1063/1.5044231
- [5] Wang J., Ho S.L., Fu W.N. Sun M. Analytical design study of a novel witrlicity charger with lateral and angular misalignments for efficient wireless energy transmission // *IEEE Transactions on Magnetics*. 2011. № 47 (10). С. 2616-2619. DOI: 10.1109/TMAG.2011.2151253
- [6] Fotopoulou K., Flynn B.W. Wireless power transfer in loosely coupled links: coil misalignment model // *IEEE Transactions on Magnetics*. 2011. № 47 (2). С. 416-430. DOI: 10.1109/TMAG.2010.2093534
- [7] Niu S., Xu H., Sun Z., Shao Z.Y., Jian L. The state-of-the-arts of wireless electric vehicle charging via magnetic resonance: principles, standards and core technologies // *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. 2019. № 114 (8). Art. no. 109302. DOI: 10.1016/j.rser.2019.109302
- [8] Mohamed N., Aymen F., Alqarni M., Turkey R.A., Alamri B., Ali Z.M., Abdel Aleem S.H.E. A new wireless charging system for electric vehicles using two receiver coils // *Ain Shams Engineering Journal*. 2022. № 13 (2). Art. no. 101569. DOI: 10.1016/j.asej.2021.08.012
- [9] Zhang W., Mi C.C. Compensation topologies of high-power wireless power transfer systems // *IEEE Transactions on Vehicular Technology*. 2016. № 65 (6). С. 4768-4778. DOI: 10.1109/TVT.2015.2454292
- [10] Jayalath S., Khan A. Design, challenges, and trends of inductive power transfer couplers for electric vehicles: A review // *IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics*. 2021. № 9 (5). С. 6196-6218. DOI: 10.1109/JESTPE.2020.3042625
- [11] Zavylov V.M., Abeidulin S.A., Dubkov E.A., Veliliaev A.S., Semykina I.Y. Criteria for choosing of resonant circuit parameters of wireless power transfer charging system // *Iranian Journal of Electrical and Electronic Engineering*. 2022. № 18 (1). Art. no. 2236. DOI: 10.22068/IJEEE.18.1.2236
- [12] Калантаров П.Л., Цейтлин Л.А. Расчет индуктивностей: Справочная книга. Л.: Энергоатомиздат, 1986. – 488 с.
- [13] SAE J2954_201904. Wireless Power Transfer for Light-Duty Plug-in / Electric Vehicles and Alignment Methodology. 2019-04-23. SAE International: Warrendale, PA, USA.
- [14] Данилов А.М., Гарькина И.А. Интерполяция, аппроксимация, оптимизация: анализ и синтез сложных систем. Пенза: ПГУАС, 2014. – 168 с.

References

- [1] A. Kurs, A. Karalis, R. Moffatt, J.D. Joannopoulos, P. Fisher and M. Soljagic, “Wireless power transfer via strongly coupled magnetic resonances”, *Science*, vol. 317, no. 5834, pp. 83-86, July 2007. DOI: 10.1126/science.1143254

- [2] J. Kim, H.-C. Son, K.-H. Kim and Y.-J. Park, "Correction to "Efficiency analysis of magnetic resonance wireless power transfer with intermediate resonant coil", *IEEE Antennas and Wireless Propagation Letters*, vol. 10, pp. 1609-1609, Dec. 2011. DOI: 10.1109/LAWP.2011.2178876
- [3] O. Jonah and S.V. Georgakopoulos, "Wireless power transfer in concrete via strongly coupled magnetic resonance", *IEEE Transactions on Antennas and Propagation*, vol. 61, no. 3, pp. 1378-1384, Mar. 2013. DOI: 10.1109/TAP.2012.2227924
- [4] P. Gao, Z. Tian, T. Pan, J. Wu and W. Gui, "Transmission efficiency analysis and optimization of magnetically coupled resonant wireless power transfer system with misalignments", *AIP Advances*, vol. 8 (8), art. no. 085016, Aug. 2018. DOI: 10.1063/1.5044231
- [5] J. Wang, S.L. Ho, W.N. Fu and M. Sun, "Analytical design study of a novel witricity charger with lateral and angular misalignments for efficient wireless energy transmission", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 47, no. 10, pp. 2616-2619, Oct. 2011. DOI: 10.1109/TMAG.2011.2151253
- [6] K. Fotopoulou and B.W. Flynn, "Wireless power transfer in loosely coupled links: coil misalignment model", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 47, no. 2, pp. 416-430, Feb. 2011. DOI:10.1109/TMAG.2010.2093534
- [7] S. Niu, H. Xu, Z. Sun, Z.Y. Shao and L. Jian, "The state-of-the-arts of wireless electric vehicle charging via magnetic resonance: principles, standards and core technologies", *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 114, no. 8, art. no. 109302, Oct. 2019. DOI: 10.1016/j.rser.2019.109302
- [8] N. Mohamed, F. Aymen, M. Alqarni, R.A. Turkey, B. Alamri, Z.M. Ali and S.H.E. Abdel Aleem, "A new wireless charging system for electric vehicles using two receiver coils", *Ain Shams Engineering Journal*, vol. 13, no. 2, art. no. 101569, Mar. 2022. DOI: 10.1016/j.asej.2021.08.012
- [9] W. Zhang and C.C. Mi, "Compensation topologies of high-power wireless power transfer systems", *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, vol. 65, no. 6, pp. 4768-4778, June 2016. DOI: 10.1109/TVT.2015.2454292
- [10] S. Jayalath and A. Khan, "Design, challenges, and trends of inductive power transfer couplers for electric vehicles: A review", *IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics*, vol. 9, no. 5, pp. 6196-6218, Oct. 2021. DOI: 10.1109/JESTPE.2020.3042625
- [11] V.M. Zavylov, S.A. Abeidulin, E.A. Dubkov, A.S. Veliliaev and I.Y. Semykina, "Criteria for choosing of resonant circuit parameters of wireless power transfer charging system", *Iranian Journal of Electrical and Electronic Engineering*, vol. 18, no. 1, art. no. 2236, 2022. DOI: 10.22068/IJEEE.18.1.2236
- [12] P.L. Kalantarov and L.A. Tseytlin, *Raschet induktivnostej: Spravochnaya kniga [Calculation of inductances: Reference book]*. Leningrad: Ergoatomizdat, 1986 (in Russian).
- [13] Wireless Power Transfer for Light-Duty Plug-in / Electric Vehicles and Alignment Methodology, SAE J2954_201904, April 2019.
- [14] A.M. Danilov and I.A. Garkina, *Interpolyaciya, approksimaciya, optimizaciya: analiz i sintez slozhnyh system [Interpolation, approximation, optimization: analysis and synthesis of complex systems]*. Penza: Penza State University of Architecture and Construction, 2014 (in Russian).

**ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ
INFORMATION ABOUT THE AUTHORS**

Чернявская Светлана Алексеевна, кандидат физико-математических наук, доцент Севастопольского государственного университета, г. Севастополь, Российская Федерация. **Svetlana A. Chernyavskaya**, Cand. Sci. (Phys. & Math.), associate professor of the Sevastopol State University, Sevastopol, Russian Federation.

Гайдук Светлана Владимировна, старший преподаватель Севастопольского государственного университета, г. Севастополь, Российская Федерация. **Svetlana V. Gaiduk**, senior lecturer of the Sevastopol State University, Sevastopol, Russian Federation.

Абейдулин Сергей Адельзанович, старший преподаватель Севастопольского государственного университета, г. Севастополь, Российская Федерация. **Sergey A. Abeidulin**, senior lecturer of the Sevastopol State University, Sevastopol, Russian Federation.

УДК 621.313.3

EDN: UHPLGC

ПРЕДИКТИВНАЯ ДИАГНОСТИКА ВЫСОКОВОЛЬТНЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

Н.А. КирьяновORCID: 0009-0007-9534-5368 e-mail: nikitakiryaynov1999@mail.ruРоссийский государственный университет нефти и газа (НИУ) им. И.М. Губкина
*Москва, Россия***А.Н. Комков**ORCID: 0000-0002-1010-6971 e-mail: komkov.a@gubkin.ruРоссийский государственный университет нефти и газа (НИУ) им. И.М. Губкина
Москва, Россия

Приведены результаты исследования в области разработки подхода к реализации предиктивной диагностики (ПД) высоковольтных электродвигателей (ЭД). Применение системы ПД позволяет идентифицировать отклонения параметров ЭД от нормального режима эксплуатации на ранней стадии развития дефектов, тем самым позволяя своевременно и эффективно управлять техническим обслуживанием электродвигателя, что, в свою очередь, повышает надежность оборудования. Проанализирована статистика возникновения отказов на ЭД и рекомендованный перечень по объему технологических измерений. На основании изученных данных сделан вывод, что порядка 85 % дефектов ЭД представляется возможным определить на раннем этапе их развития, тем самым минимизировав вероятность возникновения функционального отказа ЭД. На основе проведенного анализа предложена диагностическая модель ЭД для системы ПД, которая включает в себя электротехнические и механические параметры, что позволяет охватить широкий список дефектов, которые система может идентифицировать. Предложен метод определения отклонений показаний ЭД от нормального режима работы за счет применения методов машинного обучения, основанный на сравнении фактических показаний с датчиков ЭД и расчетных показаний системы ПД, позволяющий заблаговременно и с необходимой точностью проинформировать пользователя о начале развития дефекта. Определены расчетные выражения внутренних уставок системы ПД, ее диагностические правила, являющиеся для пользователя исходной информацией, проанализировав которую, можно проводить превентивные мероприятия по снижению вероятности возникновения отказа, а также заблаговременно планировать техническое обслуживание и ремонт агрегата, не доводя ситуацию до аварийного останова.

Ключевые слова: предиктивная диагностика, система раннего оповещения, высоковольтный электродвигатель, техническое состояние оборудования, повышение надежности.

Для цитирования: Кирьянов Н.А., Комков А.Н. Предиктивная диагностика высоковольтных электродвигателей // Интеллектуальная Электротехника. 2024. № 2. С. 53-68. EDN: UHPLGC

HIGH-VOLTAGE ELECTRICAL MOTORS PREDICTIVE DIAGNOSTICS

N.A. Kiryanov

ORCID: 0009-0007-9534-5368 e-mail: nikitakiryanov1999@mail.ru
National University of Oil and Gas «Gubkin University»
Moscow, Russia

A.N. Komkov

ORCID: 0000-0002-1010-6971 e-mail: komkov.a@gubkin.ru
National University of Oil and Gas «Gubkin University»
Moscow, Russia

Abstract. The paper presents the research in the field of development of approach to realization of predictive diagnostics (PD) of electrotechnical equipment, namely high-voltage electric motors (EM). The application of the PD system allows to identify the deviations of EM parameters from the normal operation mode at the early stage of defects development, thus allowing effectively manage the electric motor maintenance in due time, which increases the equipment reliability. In the work, the statistics of occurrence of failures in EM and the recommended list on the volume of technological measurements were analyzed. On the basis of the studied data, it is possible to draw a conclusion that about 85% of defects of the EM is possible to determine at an early stage of their development, thereby minimizing the probability of functional failure of the EM. Based on the analysis, a diagnostic model that includes electrical and mechanical parameters of the EM for the PD system is proposed, which allows to cover a wide list of defects that the system can identify. The method for determining deviations of EM readings from normal operation through the use of machine learning methods based on comparison of actual readings from EM sensors and calculated readings of the PD system is defined, which allows to inform the user about the beginning of defect development in advance and with necessary accuracy. The calculated expressions of PD system internal settings and diagnostic rules of the PD system are defined, which is initial information for a user of the system. It is possible to carry out preventive measures to reduce the probability of failure, and also to plan in advance the maintenance and repair of the unit, without bringing the situation to the emergency stop of the unit.

Keywords: predictive diagnostics, early warning system, high-voltage electrical motor, technical condition of the equipment, increasing the reliability.

For citation: N.A. Kiryanov and A.N. Komkov, “High-voltage electrical motors predictive diagnostics”, *Smart Electrical Engineering*, no. 2, pp. 53-68, 2024. EDN: UHPLGC

1. Введение

В 2016 г. Министерство энергетики Российской Федерации утвердило «Прогноз научно-технологического развития топливно-энергетического комплекса России на период до 2035 года» [1]. В данном документе дана оценка текущего технического состояния топливно-энергетической отрасли и описаны вероятные и оптимальные пути его развития. Для электроэнергетического комплекса определены следующие векторы развития:

- совершенствование комплексов газовой и угольной генерации;
- развитие атомной энергетики;
- развитие гидроэнергетики;
- переход на энергосистему с распределенной генерацией как на основе органических топлив, так и возобновляемых источников электроэнергии (ВИЭ);
- модернизация электрических и тепловых сетей;
- внедрение интеллектуальных систем.

Одним из наиболее перспективных направлений развития топливно-энергетической отрасли является внедрение и применение интеллектуальных систем, в число которых входит система предиктивной диагностики (ПД), позволяющая заблаговременно определять потенциальные проблемы в работе оборудования, тем самым предотвращая отказы или аварии, что, в свою очередь, экономит ресурсы и сокращает время простоя промышленных предприятий.

Анализ работ других авторов позволяет погрузиться в проблематику существующего подхода к эксплуатации и ремонту электротехнического оборудования. В [2] объясняется необходимость перехода от концепции планово-предупредительного ремонта к концепции ремонта по техническому состоянию. В [3] предлагается применять методы машинного обучения для ПД электродвигателей (ЭД). Также в [4] предлагается рассматривать набор электротехнических параметров для проведения диагностики ЭД. Данные исследования подчеркивают актуальность изучения подхода к реализации ПД для высоковольтных ЭД, поскольку для современных промышленных предприятий важно прорабатывать методы повышения надежности данного электротехнического оборудования путем определения потенциальных дефектов на ранней стадии их развития. Однако в данных работах не был предложен универсальный подход к реализации ПД электротехнического оборудования, не был определен необходимый и достаточный объем измеряемых параметров (электротехнических и механических) для построения диагностической модели ЭД, а также отсутствует описание работы математического аппарата поиска отклонений и взаимосвязи изменяющихся параметров диагностической модели ЭД и будущих отказов.

II. Предиктивная диагностика

ПД – набор методов и инструментов, направленных на раннее обнаружение, анализ и прогнозирование отказов оборудования, а также на оценку критичности и вероятности возникновения спрогнозированных отказов. На рис. 1 представлена функциональная схема жизненного цикла оборудования, на которой отмечено место ПД в данном цикле.

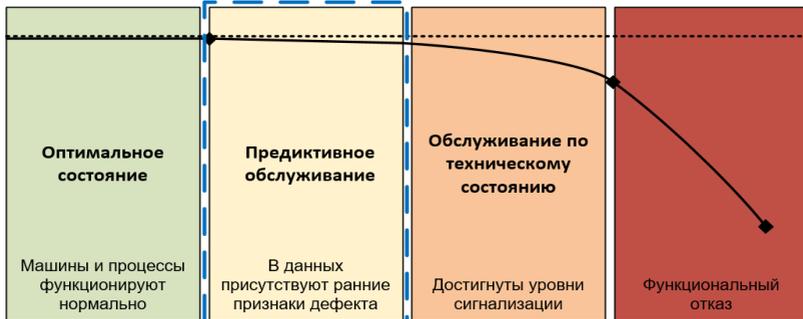


Рис. 1. Место ПД в жизненном цикле оборудования (P-F кривая)

Fig. 1. Place of predictive diagnostics in the equipment life cycle (P-F curve)

На рис. 2 представлены типы отказов оборудования в зависимости от интенсивности отказов и срока эксплуатации оборудования.

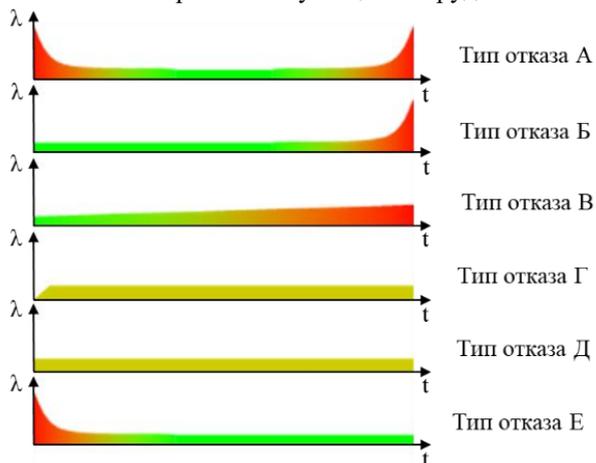


Рис. 2. Типы отказов оборудования в зависимости от интенсивности отказов и срока эксплуатации оборудования

Fig. 2. Types of failures depending on the failure rate and equipment service life

На рис. 2 отображено шесть основных типов отказа. Для каждого из них по оси λ отображается интенсивность отказов, по оси t — срок эксплуатации агрегата. В табл. 1 представлена статистика отказов оборудования в зависимости от типа отказа. Исходя из нее, видим, что лишь 11 % отказов связано с большим сроком эксплуатации оборудования и может быть предотвращено только плановой заменой (типы отказов А, Б, В). Остальные 89 % отказов имеют случайную природу, однако их конкретные проявления могут быть отслежены на раннем этапе [5].

Таблица 1.

Статистика отказов оборудования в зависимости от типа отказа

Table 1.

Statistics of equipment failures depending on the type of failure

Тип отказа	Статистика по типу отказа, %
А	4
Б	2
В	5
Г	7
Д	14
Е	68

Проанализировав статистику отказов в зависимости от возраста оборудования, можно сделать вывод, что концепция планово-предупредительного ремонта (ППР) не обеспечивает должный уровень надежности оборудования, поскольку отказ может случиться в любой момент эксплуатации оборудования [2]. Именно поэтому системы ПД являются востребованными и актуальными: они позволяют не просто осуществлять мониторинг состояния, но и на основе внутренних вычислений прогнозировать будущие отказы оборудования на ранних стадиях развития дефекта, тем самым [6]:

- снижая риски наступления аварийного случая путем перевода большинства отказов из категории внезапных в разряд прогнозируемых;
- снижая затраты на сервисное обслуживание;
- сокращая продолжительность простоев оборудования.

Рассмотрим один из наиболее важных узлов электропривода — ЭД. Крупные ЭД представляют собой капиталоемкий актив нефтегазовой отрасли, выход из строя которого несет за собой большие убытки в совокупности из-за ремонта ЭД и технологического простоя. Исходя из этого, важно держать под постоянным наблюдением данный актив нефтегазовых компаний с целью экономии средств на обслуживание, ремонт, а также для снижения количества внеплановых остановов и потери экономического эффекта производства. Большие наработки в изучении показателей дефектов

ЭД приведены в [7]. На рис. 3 представлена статистика дефектов ЭД от компании ABB.

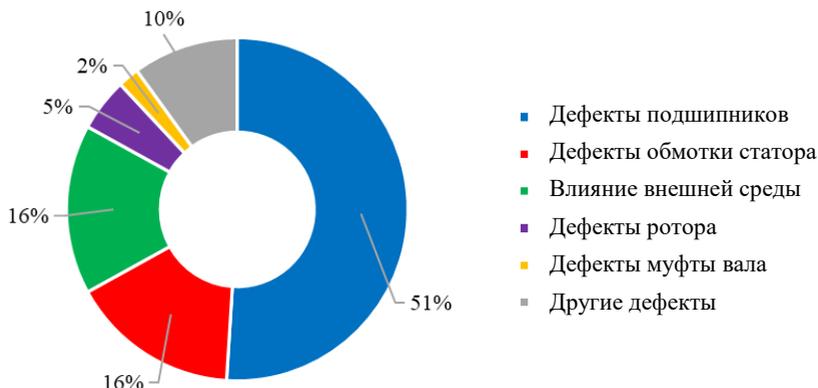


Рис. 3. Статистика дефектов ЭД от компании ABB

Fig. 3. Statistics of electric motor defects from ABB company

Исходя из предложенной статистики, видим, что 51 % отказов ЭД составляет нарушение функционирования подшипников ЭД (проблемы со смазкой, перегрузки, перегрев, износ подшипников и т.д.), также около 2 % составляют аналогичные отказы в других узлах двигателя. Порядка 16 % отказов работы ЭД вызвано перегревом и перегрузкой по току статора, другие 16 % вызваны влиянием окружающей среды (влажность, температура воздуха, загрязнение). Суммарный процент перечисленных отказов составляет 85 %. Они легко прогнозируются и отслеживаются уже имеющимися системами ПД. В условиях санкционной политики важно заниматься разработкой собственных подходов и программного обеспечения, которое позволит реализовать ПД для отечественных предприятий.

III. Реализация предиктивной диагностики для электродвигателя

ПД ЭД предлагается реализовать на основе отслеживания отклонений параметров от репрезентативных значений, сравнивая прогнозные (расчетные) и фактические значения (вычитание расчетного значения из фактического). На рис. 4 представлена реализация системы ПД ЭД на основе поиска отклонений параметра от репрезентативных значений. Отклонение от нормального режима работы предлагается рассматривать как потенциальный дефект оборудования.

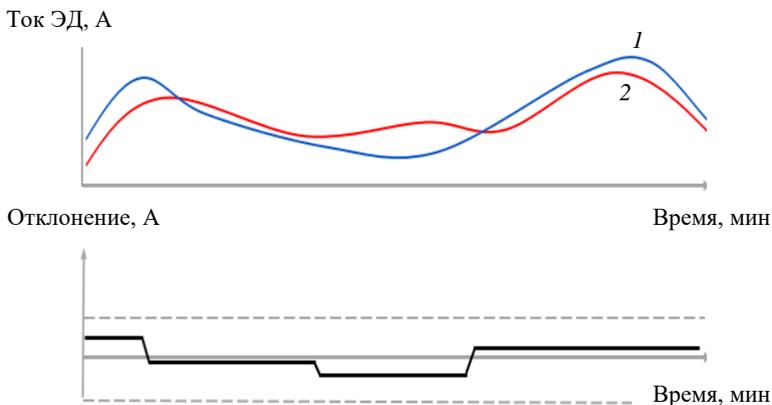


Рис. 4. Реализация ПД ЭД:

1 – фактическое значение; 2 – «расчетное» значение

Fig. 4. Implementation of predictive diagnostics of electric motors

1 – actual value; 2 – «calculated» value

Система ПД определяет прогнозные (расчетные) значения, основываясь на исторических данных агрегата (векторах), которые являются репрезентативными с точки зрения нормальной эксплуатации оборудования (все параметры находятся в пределах уставок и на оборудовании нет развивающегося дефекта). Под «вектором» подразумевается набор значений датчиков агрегата в определенный момент времени. Применяя машинное обучение, цифровая модель агрегата обучается на репрезентативных векторах, и в дальнейшем, исходя из этих данных, модель рассчитывает прогнозное значение. В табл. 2 представлен пример неотфильтрованных исходных исторических данных ЭД за один час работы с систематизацией по векторам.

Исходя из табл. 2, видим, что за один час работы ЭД датчики показывают разные с точки зрения репрезентативности значения. Например, векторы *A B E F* являются показательными, поскольку все параметры двигателя находятся в пределах номинальных значений, в то время как вектор *C* наглядно показывает, что в это время двигатель работал не в нормальном режиме (работа при пониженном напряжении и повышенном токе ЭД, высокая температура обмоток статора, высокая температура и вибрация в подшипнике). Поэтому модель данного ЭД можно обучить на векторах *A B E F*, чтобы по этим данным система выстраивала прогнозное значение и сравнивала его с фактическими данными. Однако в инженерной практике встречаются примеры, когда показания части датчиков на одном и том же оборудовании являются нормальными с точки зрения эксплуатации, а показания

другой части датчиков – нет. Примером этого служат векторы D и G . Вектор D можно использовать для обучения модели по току ЭД, напряжения ЭД и температуре обмотки ЭД (при недостаточности итоговой выборки исторических данных), однако для обучения механических параметров (температура и вибрация подшипника) этот вектор не подходит, поскольку показатели находятся за пределами номинальных значений.

Таблица 2.
Неотфильтрованные исторические данные ЭД за один час

Table 2.
Unfiltered historical data of electric motor for one hour

Вектор	Дата/время	Т воздуха, °С	Ток ЭД, А	Напряжение ЭД, В	Температура обмотки А, °С	Температура подшипника, °С	Вибрация подшипника, мкм
A	20.10.22 12:00	5	15	10000	90	70	11
B	20.10.22 12:10	5	15	10000	90	70	12
C	20.10.22 12:20	78	25	9000	150	130	24
D	20.10.22 12:30	4	15	10000	90	130	20
E	20.10.22 12:40	3	15	10000	90	70	12
F	20.10.22 12:50	3	15	10000	90	70	12
G	20.10.22 13:00	NAN	25	9000	90	70	12
Номинальные значения		-	15	10000	70-100	50-80	5-15

Для последующего обучения цифровой модели необходимо отфильтровать исходные исторические данные, чтобы в выборке остались только репрезентативные данные [8]. В табл. 3 представлены отфильтрованные исторические данные ЭД с систематизацией по векторам (обучающая выборка), на основе которых можно обучить цифровую модель ЭД.

Поскольку ЭД – это комплекс электрических и механических систем, которые взаимосвязаны и в равной мере влияют на работоспособность ЭД, предлагается рассматривать все эти системы в модели ПД ЭД, однако выделить их отдельно для удобства диагностирования технического состояния агрегата и удобства обучения модели (векторы, которые имеют разный набор показаний, пример векторов D и G). Проанализировав перечень рекомендуемых технологических измерений [9] и статистику дефектов ЭД, модель ЭД будет состоять из следующих подсистем и сигналов, указанных в табл. 4.

Таблица 3.
Отфильтрованные исторические данные ЭД за один час

Table 3.
Filtered historical data of electric motor for one hour

Вектор	Дата/время	Т воздуха, °С	Ток ЭД, А	Напряжение ЭД, В	Температура обмотки ЭД, °С	Температура подшипника, °С	Вибрация подшипника, мкм
<i>A</i>	20.10.22 12:00	5	15	10000	90	70	11
<i>B</i>	20.10.22 12:10	5	15	10000	90	70	12
<i>E</i>	20.10.22 12:40	3	15	10000	90	70	12
<i>F</i>	20.10.22 12:50	3	15	10000	90	70	12
Номинальные значения		-	15	10000	70-100	50-80	5-15

Таблица 4.
Набор параметров для диагностической модель ЭД

Table 4.
Set of parameters for the diagnostic model of electric motor

Электротехническая система ЭД	Механическая система ЭД
<i>Объем рекомендованных измерений</i>	
Температура окружающего воздуха	Температура окружающего воздуха
Влажность окружающего воздуха	Влажность окружающего воздуха
Скорость ротора	Скорость ротора
Ток статора	Температура подшипника (приводная и приводимая сторона)
Напряжение статора	Вибрация подшипника (приводная и приводимая сторона)
Температура обмоток статора	Температура масла на входе в подшипники
Температура сердечника	Перепад давления на масляном фильтре
Частота питающей сети	Температура охлаждающей среды на входе/выходе охладителя
Частичные разряды	Уровень масла в маслобаке
<i>Объем опциональных измерений</i>	
Коэффициент мощности	Температура масла в маслобаке
Активная мощность	Давление масла после маслофильтра
Реактивная мощность	Расход охлаждающей воды
Полная мощность	Температура внутри кожуха двигателя

На рис. 5 представлена функциональная схема системы ПД. На вход системы поступают онлайн-данные с датчиков, установленных на ЭД, из числа тех, которые вошли в диагностическую модель ЭД. На их основании система ПД производит расчет прогнозируемого значения следующим образом: основываясь на методе ближайших соседей, для поступившего онлайн вектора система ПД ищет десять ближайших векторов в отфильтрованных исторических данных, которые были подготовлены и загружены в систему ПД в качестве обучающей выборки, усредняет их и выводит получившийся вектор как прогнозное значение [10]. Далее фактическое значение сравнивается с прогнозным значением, на основании чего формируется вывод о начале развития дефекта или его отсутствия. Система ПД выводит тренды с датчика по каждому параметру. Для каждого параметра выводится три тренда: фактические значения датчиков (синяя линия), прогнозное значения (красная линия), которое система ПД строит исходя из обучающей выборки, и тренд отклонения фактических значений от прогнозных значений (черная линия). Пример набора трендов цифровой модели ПД ЭД показан на рис. 6.

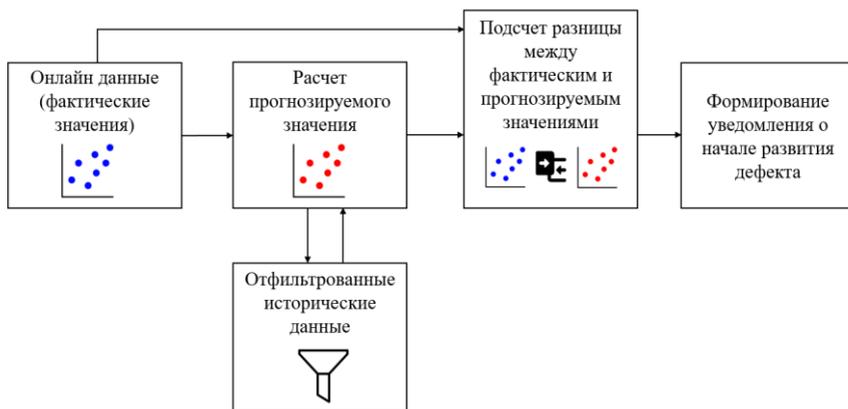


Рис. 5. Функциональная схема системы ПД

Fig. 5. Functional diagram of the predictive diagnostic system

Поскольку отклонение от нормального режима работы предлагается рассматривать как потенциальный дефект оборудования, фактические и прогнозные тренды сравниваются между собой на предмет сходимости путем вычитания прогнозных значений из фактических значений, исходя из чего строится тренд отклонения (черная линия). Если тренд отклонений превышает допустимые лимиты, система проинформирует об отклонении работы ЭД от нормального режима, т.е. о начале развития дефекта.

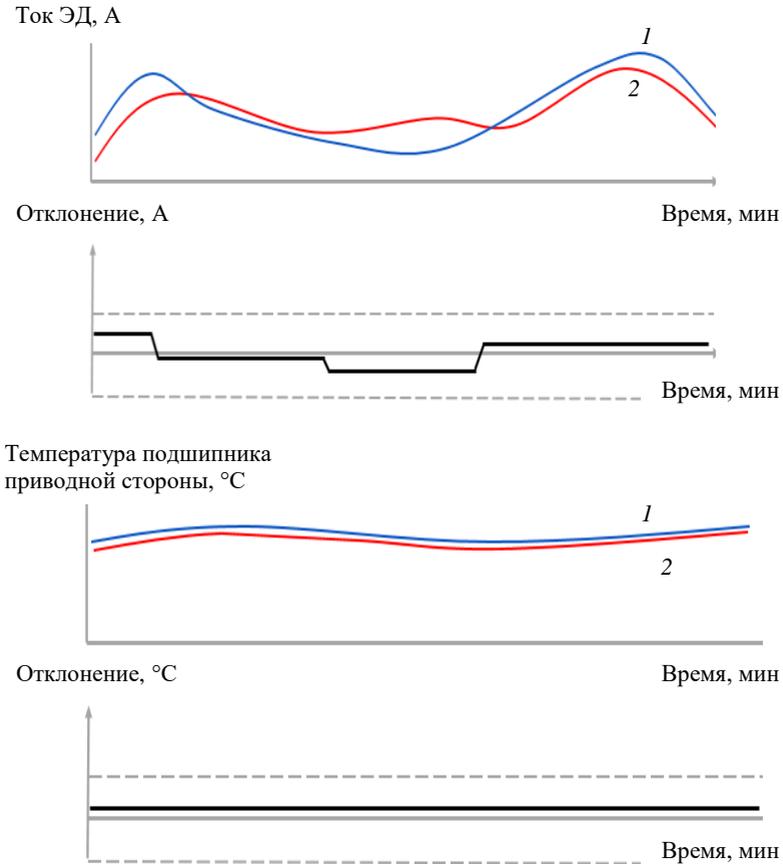


Рис. 6. Пример трендов цифровой модели системы ПД ЭД:
 1 – фактическое значение; 2 – «расчетное» значение

Fig. 6. Example of trends of the digital model of the electric motors predictive diagnostics system:

1 – actual value; 2 – «calculated» value

Лимиты определяются следующим образом:

Коридор «дообучения»:

$$\text{Гран}_{\text{дооб.верх.}} = P_{\text{макс}} + k_{\text{дов}} (P_{\text{макс}} - P_{\text{мин}});$$

$$\text{Гран}_{\text{дооб.ниж.}} = P_{\text{макс}} - k_{\text{дов}} (P_{\text{макс}} - P_{\text{мин}}),$$

где $\text{Гран}_{\text{дооб.верх}}$ и $\text{Гран}_{\text{дооб.ниж}}$ – верхняя и нижняя граница коридора «дообучения» системы ПД ЭД; $P_{\text{макс}}$ и $P_{\text{мин}}$ – максимальное и минимальное репрезентативное значение параметра модели из исторической выборки агрегата (максимальное/минимальное значение из отфильтрованной выборки исторических данных, соответственно); $k_{\text{дов}}$ – коэффициент доверия к системе ПД, то есть число, которое является оценкой степени доверия к решению, выдаваемому экспертной системой (0,05 – 0,3).

Коридор «дообучения» представляет собой область, внутри которой системе ПД ЭД разрешено самостоятельно обучаться. Это значит, что если все параметры ЭД, которые включены в цифровую модель ПД ЭД, находятся внутри коридора «дообучения», система ПД ЭД автоматически обучится на данном векторе и в дальнейшем будет ссылаться на него при построении прогнозных значений.

Границы сигнализации:

$$\begin{aligned}\text{Гран}_{\text{сигнал.верх}} &= \text{Гран}_{\text{дооб.верх}} + k_{\text{дов}} (\text{Гран}_{\text{дооб.верх}} - \text{Гран}_{\text{дооб.ниж}}); \\ \text{Гран}_{\text{сигнал.ниж}} &= \text{Гран}_{\text{дооб.ниж}} - k_{\text{дов}} (\text{Гран}_{\text{дооб.верх}} - \text{Гран}_{\text{дооб.ниж}}),\end{aligned}$$

где $\text{Гран}_{\text{сигнал.верх}}$ и $\text{Гран}_{\text{сигнал.ниж}}$ – верхняя и нижняя граница сигнализации системы ПД ЭД.

При достижении верхнего или нижнего уровня сигнализации, система ПД ЭД проинформирует пользователя о том, что параметр цифровой модели ПД ЭД вышел за допустимые значения. При данном отклонении присваивается первый приоритет [11], который является наивысшим (то есть наилучшим событием).

Лимиты отклонений:

$$\text{Лим.Откл} = \pm k_{\text{дов}} (\text{Гран}_{\text{сигнал.верх}} - \text{Гран}_{\text{сигнал.ниж}}).$$

Лимиты отклонений определяют область допустимых расхождений фактического значения от прогнозного значения системы ПД ЭД. Таким образом, если разница между фактическим значением параметра цифровой модели системы ПД ЭД и прогнозного значения параметра находится внутри области допустимых расхождений, считается, что у агрегата нет развивающегося дефекта. Но как только разница между фактическим значением параметра и прогнозного значения выходит за область допустимых расхождений, система ПД ЭД проинформирует о начале развития дефекта. Пример отклонения представлен на рис. 7.

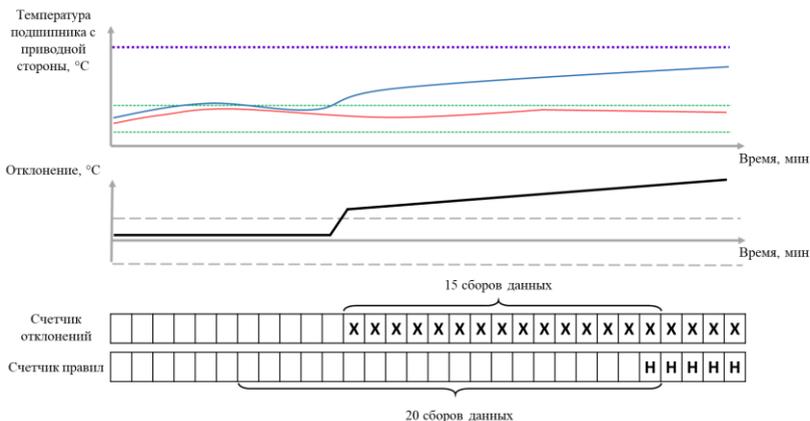


Рис. 7. Обнаружение отклонений в работе ЭД

Fig. 7. Detection of deviations in electric motor operation

В определенный момент времени фактические показания температуры подшипника ЭД с приводной стороны (синяя линия) начинают отклоняться от расчетных значений (красная линия), из-за чего тренд отклонений (черная линия) выходит за рамки допустимых лимитов отклонений. При выходе тренда отклонений за рамки допустимых лимитов начинает срабатывать счетчик отклонений синхронно со сбором данных. Программа указывает на отклонение фактического значения температуры подшипника с приводной стороны от прогнозного значения с указателем в форме креста «X» и отображает это в счетчике отклонений. В зависимости от количества превышений допустимых лимитов, их степени и продолжительности, возможно увидеть следующие сообщения – индикации (табл. 5). В рассматриваемом примере обнаружения отклонений в работе ЭД (рис. 7) в счетчике правил появляется указатель «H» (от англ. *High*) в тот момент, когда значение отклонений превышает лимиты по отклонениям в 15 сборах данных из 20 последних сборов данных согласно табл. 5.

На основе вышеперечисленных правил (сообщений-индикаций) выполняются диагностики (система укажет на определенный дефект оборудования, который начинает развиваться с учетом присвоенного приоритета):

Проблема с ЭД: Если [**H*] : «ток ЭД» и [**L*] : «напряжение ЭД», то «ТРЕВОГА, ПРИОРИТЕТ *N* – проблема с ЭД».

Высокая температура статора: Если ([**H*] : «температура обмотки *A*; температура обмотки *B*; температура обмотки *C*) и [**H*] : «ток ЭД»), то «ТРЕВОГА, ПРИОРИТЕТ *N* – высокая температура статора».

Локальная проблема подшипника: Если ($[*H]$: «температура подшипника; вибрация подшипника»), то «ТРЕВОГА, ПРИОРИТЕТ N – локальная проблема подшипника».

Проблема с охлаждением ЭД: Если ($[*H]$: «температура выходной воды») или ($[*H]$: « температура выходного воздуха»), то «ТРЕВОГА, ПРИОРИТЕТ N – проблема с охлаждением ЭД».

Таблица 5.
Правила и сообщения-индикации системы ПД

Table 5.
Rules and messages-indications of the predictive diagnostic system

Стандартные правила системы ПД	Отклонение	Частота отклонений	Присваиваемый приоритет
<i>High (H)</i> <i>Low (L)</i>	Значение отклонений превышает лимиты по отклонениям	15 сборов из 20	Уровень 4 (Отклонение)
<i>Very High (VH)</i> <i>Very Low (VL)</i>	Значение отклонений в 2 раза превышает лимиты по отклонениям	5 из 5	Уровень 3 (Значительное отклонение)
<i>Long High (LH)</i> <i>Long Low (LL)</i>	Значение отклонений длительное время превышает лимиты по отклонениям	45 из 50	Уровень 3 (Длительное отклонение)
<i>Step High (SH)</i> <i>Step Low (SL)</i>	Сглаженное значение отклонений в 3 раза превышает лимиты по отклонениям	2 из 2	Уровень 2 (Резкое отклонение)
<i>Actual Value High (AVH)</i> <i>Actual Value Low (AVL)</i>	Значение фактических показаний датчиков превышает пределы, выставленные исходя из технологического регламента с определенным запасом	3 из 5	Уровень 1 (Критическое отклонение)

IV. Вывод

В работе проанализирована статистика наиболее распространенных дефектов ЭД с учетом рекомендованного перечня по объему измерений на ЭД. Предложен набор обязательных и дополнительных параметров для диагностической модели ЭД и метод раннего определения отклонений показаний ЭД от нормального режима работы за счет применения методов машинного обучения. Определены расчетные выражения внутренних уставок системы ПД и предложена логика построения диагностических правил системы ПД. Полученные результаты представляют собой подготовительную стадию развития системы ПД для электротехнического оборудования.

© Кирьянов Н.А., 2024

© Комков А.Н., 2024

*Поступила в редакцию 25.03.2024**Принята к публикации 08.05.2024**Received 25.03.2024**Accepted 08.05.2024*

Библиографический список

- [1] Распоряжение Правительства Российской Федерации от 28 июля 2017 г. № 1632-р. Программа «Цифровая экономика Российской Федерации» // Собрание законодательства РФ. 2017. № 32. С. 14517-14574.
- [2] Колмыков И.А. Предиктивная аналитика и «цифровая зрелость» // ИСУП. 2020. № 6 (90). С 50-53.
- [3] Kumar P., Hati A.S. Review on machine learning algorithm based fault detection in induction motors // Archives of Computational Methods in Engineering. 2021. Vol. 28. С. 1929-1940. DOI: 10.1007/s11831-020-09446-w
- [4] Bonaldi E.L., de Lacerda de Oliveira L.E., da Silva J.G.B., Lambert-Torres G., da Silva L.E.B. Predictive maintenance by electrical signature analysis to induction motors // Induction Motors – Modelling and Control, Araujo R. In Tech, 2012. – С. 487-520. DOI: 10.5772/48045
- [5] Моубрэй Д. Техническое обслуживание, ориентированное на надежность, пер. с англ. К.А. Зырянов, В.С. Смирнов. Екатеринбург: К.А. Зырянов, 2018. – 448 с.
- [6] Чувашов И.А. О роли предиктивной диагностики в цифровой электроэнергетике // Наука и инновации в современном мире, Ч. IV, Искандарова Г.Р. М.: Перо, 2019. – С. 149-151.
- [7] Motors don't just fail...do they? A guide to preventing failure, ABB, 2015. – 70 с. [Электронный ресурс]. URL: https://new.abb.com/docs/librariesprovider53/about-downloads/motors_ebook.pdf?sfvrsn=4 (дата обращения 20.02.2024).
- [8] Евстафьев И.Н. Организация сбора данных для выбора оптимальной стратегии управления техническим обслуживанием и ремонтом оборудования // Металлург. 2009. № 3. С. 30-33.
- [9] РД 34.45-51.300-97. Объем и нормы испытаний электрооборудования. Введ. 1997-05-08. М.: НЦ ЭНАС, 2008. – 256 с.
- [10] Вьюгин В.В. Математические основы машинного обучения и прогнозирования. М.: МЦНМО, 2018. – 384 с.
- [11] Комонюк О.В., Антоненко И.Н. Информационная поддержка управления ремонтно-эксплуатационной деятельностью // Главный инженер. 2007. № 5. С. 35-41.

References

- [1] “Rasporyazhenie Pravitel'stva Rossijskoj Federacii ot 28 iyulya 2017 g. № 1632-r. Programma «Cifrovaya ekonomika Rossijskoj Federacii» [Order of the Government of the Russian Federation dated July 28, 2017 № 1632-r. Program «Digital Economy of Russian Federation»]”, *Collection of legislation of the Russian Federation*, no. 32, pp. 14517-14574, Aug. 2017 (in Russian).

- [2] I.A. Kolmykov, “Prediktivnaya analitika i “cifrovaya zrelost’” [Predictive analytics and “digital maturity”], *ISUP*, vol. 6, no. 90, pp. 50-53, 2020 (in Russian).
- [3] P. Kumar and A.S. Hati, “Review on machine learning algorithm based fault detection in induction motors”, *Archives of Computational Methods in Engineering*, vol. 28, pp. 1929-1940, May 2021. DOI: 10.1007/s11831-020-09446-w
- [4] E.L. Bonaldi, L.E. de Lacerda de Oliveira, J.G.B. da Silva, G. Lambert-Torres and L.E.B. da Silva, “Predictive maintenance by electrical signature analysis to induction motors”, in *Induction Motors – Modelling and Control*, R. Araujo, In Tech, 2012, pp. 487-520. DOI: 10.5772/48045
- [5] J. Moubray, *Tekhnicheskoe obsluzhivanie, orientirovannoe na nadezhnost’ [Reliability-centered maintenance]*, transl. from English by K.A. Zyryanov, V.S. Smirnov. Ekaterinburg: K.A. Zyryanov, 2018 (in Russian).
- [6] I.A. Chuvashov, “O roli prediktivnoj diagnostiki v cifrovoj elektroenergetike [About the role of predictive diagnostics in the digital electric power industry]”, in *Nauka i Innovacii v Sovremennom Mire [Science and Innovations in the Modern World]*, part IV, G.R. Iskandarova, Moscow, Pero, 2019, pp. 149-151 (in Russian).
- [7] *Motors don't just fail...do they? A guide to preventing failure*, ABB, 2015 [Online]. Available at: https://new.abb.com/docs/librariesprovider53/about-downloads/motors_ebook.pdf?sfvrsn=4 [Accessed: Feb. 20, 2024].
- [8] I.N. Evstafiev, “Organization of data collection for selection of optimal strategy for management of maintenance and repair”, *Metallurg*, no. 3, pp. 30-33, March 2009.
- [9] Scope and standards for testing electrical equipment, RD 34.45-51.300-97, May 1997.
- [10] V.V. Vyugin, *Matematicheskie osnovy mashinnogo obucheniya i prognozirovaniya [Mathematical bases of machine learning and forecasting]*. Moscow: ICNMO, 2018 (in Russian).
- [11] O.V. Komonyuk and I.N. Antonenko, “Informacionnaya podderzhka upravleniya remontno-eksploatacionnoj deyatel'nost'yu [Information support of the repair and maintenance activity management]”, *Glavnyj inzhener [Chief engineer]*, no. 5, pp. 35-41, 2007 (in Russian).

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Кирьянов Никита Александрович, аспирант РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина, г. Москва, Российская Федерация.

Nikita A. Kiryanov, postgraduate student of the National University of Oil and Gas «Gubkin University», Moscow, Russian Federation.

Комков Александр Николаевич, кандидат технических наук, доцент РГУ нефти и газа (НИУ) имени И.М. Губкина, г. Москва, Российская Федерация.

Aleksander N. Komkov, Cand. Sci. (Eng.), associate professor of the National University of Oil and Gas «Gubkin University», Moscow, Russian Federation.

УДК 621.314.21

EDN: HZQLVP

ОБ УЧЕТЕ КОЭФФИЦИЕНТА ТЕМПЕРАТУРНОЙ КОРРЕКЦИИ ПРИ МОНИТОРИНГЕ СИЛОВОГО ТРАНСФОРМАТОРА 6-20 КВ

А.А. Кокорев

ORCID: 0009-0008-1801-2372 e-mail: kokandrey@gmail.com

Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева
*Нижний Новгород, Россия***Е.Н. Соснина**

ORCID: 0000-0001-6207-9103 e-mail: sosnyna@yandex.ru

Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева
Нижний Новгород, Россия

Силовые трансформаторы 6-20 кВ распределительных электрических сетей являются ключевым элементом систем электроснабжения потребителей. К надежности их работы предъявляются повышенные требования, поэтому вопросы обеспечения качества мониторинга технического состояния трансформаторов актуальны. Системы мониторинга используют в качестве основного критерия отклонение фактических параметров холостого хода (ХХ) и короткого замыкания (КЗ) трансформаторов от паспортных. При работе трансформаторы подвергаются непрерывному нагреву как от внутренних, так и внешних источников теплоты. Под воздействием нагрева изменяются электрические, магнитные и другие свойства материалов, из которых изготовлен трансформатор. Изменение свойств приводит в большинстве случаев к изменению параметров ХХ и КЗ. В существующих системах мониторинга отсутствует температурная коррекция параметров трансформаторов, что приводит к необходимости «заглубления» критерия оценки стадии развития дефекта. Статья посвящена разработке методики, учитывающей изменение свойств материалов активной части трансформаторов вследствие ее нагрева. Методика позволит разработать алгоритм мониторинга СТ с более «четкими» критериями оценки его технического состояния.

Ключевые слова: силовой трансформатор, системы проактивного мониторинга, тепловая модель, схема замещения, коэффициент температурной коррекции.

Для цитирования: Кокорев А.А., Соснина Е.Н. Об учете коэффициента температурной коррекции при мониторинге силового трансформатора 6-20 кВ // Интеллектуальная Электротехника. 2024. № 2. С. 69-82. EDN HZQLVP

ON CONSIDERATION OF TEMPERATURE CORRECTION COEFFICIENT IN 6-20 kV POWER TRANSFORMER MONITORING

A.A. Kokorev

ORCID: **0009-0008-1801-2372** e-mail: kokandrey@gmail.com

Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev

Nizhny Novgorod, Russia

E.N. Sosnina

ORCID: **0000-0001-6207-9103** e-mail: sosnyna@yandex.ru

Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev

Nizhny Novgorod, Russia

Abstract. The 6-20 kV power transformers are a key element of power supply systems for consumers. Increased requirements are placed on the reliability of their operation, therefore, the issues of ensuring the quality of monitoring the transformers technical condition are an urgent task. Monitoring systems use the deviation of the actual parameters of the transformer idling and short circuit from the passport ones as the main criterion. Power transformers is continuously heated from both internal and external heat sources during operation. The electrical, magnetic and other properties of the transformer materials are made change under the heating influence. Changing the properties leads, in most cases, to a change in the idling and short circuit parameters. There is no temperature correction of transformers parameters in existing monitoring systems, which leads to the need to "roughen" the criterion for assessing the stage of defect development. The article is devoted to the development of a technique that takes into account the change in the materials properties of the transformer active part due to its heating. The technique will allow to develop an algorithm for monitoring the transformer with more «clear» criteria for assessing its technical condition.

Keywords: power transformer, proactive diagnostics, monitoring systems, thermal model, substitution scheme, temperature correction coefficient.

For citation: A.A. Kokorev and E.N. Sosnina, "On consideration of temperature correction coefficient in 6-20 kV power transformer monitoring", *Smart Electrical Engineering*, no. 2, pp. 69-82, 2024. EDN HZQLVP

I. Введение

Силовые трансформаторы (СТ) 6-10/0,4 кВ – ключевой элемент систем электроснабжения (ЭС) потребителей. СТ подвержены воздействию разнообразных внешних факторов (отклонение напряжения питания, протекание сверхтоков, индуктивные и кондуктивные электромагнитные помехи, широкий диапазон температур, атмосферные осадки и др.), влияющих на их

режимы работы [1], параметры и эксплуатацию [2-5]. Повреждение СТ приводит к значительным затратам, связанным с его ремонтом или заменой, недоотпуском электроэнергии, перерывом в электроснабжении потребителей и т.д. Причины повреждений СТ разнообразны, но в большинстве случаев связаны с пробоем изоляции обмоток, начинающимся с виткового замыкания обмотки высшего напряжения (ВН). Данный вид повреждения не сопровождается значительным увеличением тока в питающей сети и может быть обнаружен только после того, как оно перерастет в значительное повреждение (замыкания около 70 %) [6].

Надежная работа элементов СЭС во многом зависит от устройств релейной защиты и автоматики (РЗА), обеспечивающих своевременное выявление и отключение поврежденных элементов. Одним из основных требований, предъявляемых к РЗА, является чувствительность – свойство защиты, обеспечивающее выявление повреждения электрооборудования в начале его возникновения. Однако устройства РЗА, применяемые для СТ распределительных сетей 6-20 кВ, не обладают достаточной чувствительностью к внутренним повреждениям. Выявить нарушения в работе СТ на ранней стадии развития дефекта позволяют системы проактивного (упреждающего) мониторинга.

Существует множество способов определения параметров двухобмоточных СТ, одним из которых является замена трансформатора пассивным четырехполюсником. Вариантом внутренней структуры четырехполюсника является Т-образная схема замещения, которая соответствует схеме замещения СТ. Параметры четырехполюсника (в частности, А-параметры) могут быть получены по результатам замеров тока и напряжения обмоток ВН и низшего напряжения (НН), позволяющих определить параметры схемы замещения четырехполюсника. О характере и стадии развития дефекта можно судить по отклонению фактических параметров СТ от параметров, описываемых математической моделью. Чем большее количество внутренних и внешних факторов учитывает математическая модель СТ, тем она точнее и тем корректней будет работать система мониторинга. Существенное влияние на параметры СТ (напряжение и потери КЗ) оказывает температура активной части [4, 7]. Однако в применяемых математических моделях СТ не учитывается влияние внешних факторов.

Целью исследований является разработка методики, учитывающей изменение свойств материалов активной части трансформатора вследствие ее нагрева. Методика позволит разработать алгоритм мониторинга СТ с более «четкими» критериями оценки его технического состояния.

II. Параметры силовых трансформаторов 6-20 кВ

СТ 6-20 кВ широко применяются в распределительных электрических сетях с изолированной нейтралью со схемами соединения обмоток

«треугольник/звезда с выведенной нейтральной точкой» и «звезда/звезда с выведенной нейтральной точкой». В большинстве случаев они оборудуются устройствами переключения напряжения без возбуждения (ПВВ). Преимущественный диапазон регулирования ПВВ составляет $\pm 2 \times 2,5\%$, регулировочные витки располагаются в средней части обмотки СТ. Основными параметрами, характеризующими СТ, являются номинальная мощность, напряжение обмоток, потери и ток холостого хода (ХХ), потери и напряжение короткого замыкания (КЗ). Удельные потери КЗ для трансформаторов 6-20 кВ значительны, что приводит к необходимости учитывать активную составляющую при расчете параметров схемы замещения [8].

Анализировать работу СТ в установившихся и переходных режимах принято с применением электрической схемы замещения (рис. 1), описывающей с достаточной точностью процессы, протекающие в активной части.

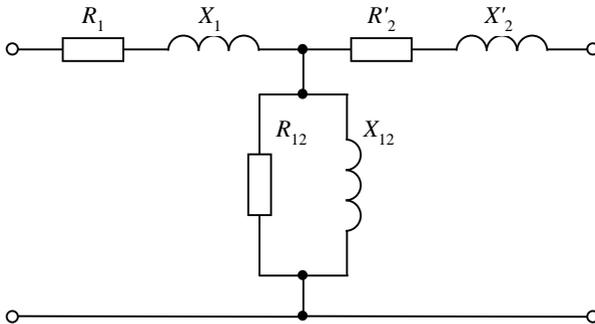


Рис. 1. Т-образная схема замещения трансформатора

Fig. 1. T-substitution diagram of a transformer

Параметры схемы замещения (рис. 1) связаны с параметрами СТ известными соотношениями:

$$Z_{\tau} = \frac{U_{\text{НОМ}}^2}{100 S_{\text{НОМ}}} k^{\%}; \quad (1)$$

$$R_{\tau} = \frac{\Delta P_{\text{К}} U_{\text{НОМ}}^2}{S_{\text{НОМ}}^2};$$

$$X_{\tau} = \sqrt{Z_{\tau}^2 - R_{\tau}^2};$$

$$R_1 = R'_2 = 0,5 R_{\tau};$$

$$X_1 = X'_2 = 0,5 X_{\tau}; \quad (2)$$

$$X_{12} = \frac{100U_{\text{ном}}^2}{I_{x\%} S_{\text{ном}}};$$

$$R_{12} = \frac{U_{\text{ном}}^2}{\Delta P_x},$$

где Z_T – сквозное полное сопротивление СТ, Ом; $U_{k\%}$ – напряжение КЗ, %; $U_{\text{ном}}$ – номинальное напряжение обмотки ВН, В; $S_{\text{ном}}$ – номинальная полная мощность СТ, В·А; R_T , X_T – сквозные активное и индуктивное сопротивления СТ, Ом; ΔP_k – активные потери КЗ, Вт; R_1 , X_1 – активное и индуктивное сопротивления обмотки ВН, Ом; R'_2 , X'_2 – активное и индуктивное сопротивления обмотки НН, приведенные к обмотке ВН, Ом; R_{12} , X_{12} – активное и индуктивное сопротивления ветви намагничивания СТ, Ом; $I_{x\%}$ – ток XX, %; ΔP_x – активные потери XX, Вт.

III. Применение систем мониторинга

Системы мониторинга масляных СТ в большинстве случаев устанавливаются на наиболее ответственное и дорогостоящее трансформаторное оборудование, к которому относятся СТ мощностью более 8 МВ·А и классом напряжения 110 кВ и выше районных и узловых понизительных подстанций. Значительный износ [9], особенности эксплуатации, точечное возрастание нагрузок СТ распределительных сетей 6-20 кВ, повышение требований к качеству и надежности электроснабжения потребителей привели к необходимости внедрения систем мониторинга для трансформаторов меньшей мощности и меньшего напряжения обмотки ВН [10].

Одним из основных блоков систем мониторинга является математическая модель СТ. В большинстве применяемых математических моделей СТ влияние внешних факторов не учитывается. Поэтому для нормального функционирования существующих систем мониторинга технического состояния СТ требуется или «загружать» или выполнять критерии оценки состояния «сверхчувствительными», что снижает качество систем мониторинга. «Загружение» приводит к нечувствительности в некоторых режимах к начальным стадиям развития внутренних повреждений СТ. Применение «сверхчувствительных» критериев, наоборот, приводит к ложному срабатыванию. На рис. 2 представлена зависимость отклонения потерь КЗ (в отн. ед.) при изменении температуры активной части и отражено поведение систем мониторинга при «сверхчувствительной», «загруженной» и «требуемой» уставках выявления дефекта СТ.

Авторами разработана методика, с помощью коэффициента тепловой коррекции учитывающая изменение свойств материалов активной части трансформатора вследствие ее нагрева.

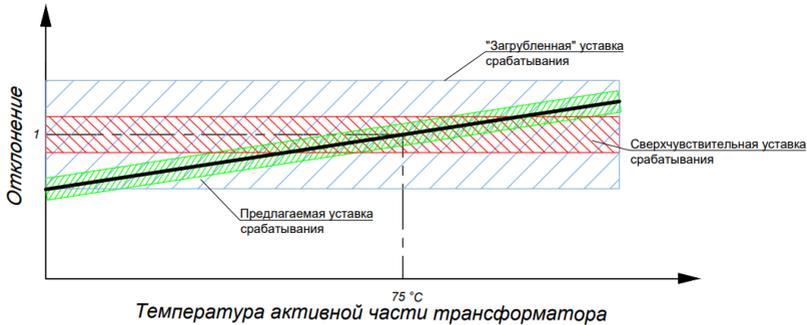


Рис. 2. Зависимость потерь КЗ СТ от температуры активной части и уставки срабатывания системы мониторинга

Fig. 2. Transformer parameter variation from core temperature and monitoring system setpoints

IV. Определение параметров СТ с учетом изменения свойств активной части трансформатора вследствие ее нагрева

Для разработки методики, учитывающей изменение свойств активной части СТ вследствие ее нагрева, рассмотрены физические основы возникновения этих параметров, методы их определения и влияние на них температуры. Потери КЗ связаны с потерями в активных сопротивлениях обмоток, магнитопроводе и других токопроводящих элементах конструкции СТ. Согласно ГОСТ [11, 12] потери КЗ в трансформаторе складываются из основных, возникающих в активном сопротивлении проводников обмоток, и добавочных потерь, за счет наводимой ЭДС взаимной индукции в элементах. Каждая составляющая потерь имеет свою зависимость от температуры:

$$\Delta P_{к. \Theta} = \Delta P_{осн. \Theta} + \Delta P_{доб. \Theta};$$

$$\Delta P_{осн. \Theta} = k_{R. \Theta} \Delta P_{осн. \Theta_p};$$

$$\Delta P_{доб. \Theta} = \frac{\Delta P_{доб. \Theta_p}}{k_{R. \Theta}};$$

$$k_{R. \Theta} = \frac{T_R + \Theta_o}{T_R + \Theta_p};$$

где $k_{R. \Theta}$ – коэффициент температурной коррекции активного сопротивления продольных ветвей, отн. ед.; T_R – температура, °С (235 °С для меди и 225 °С для алюминия); Θ_p – расчетная условная температура обмотки (принимаемая 75 °С для СТ с классом изоляции А); Θ_o – средняя температура обмотки, °С.

Основные и добавочные потери при расчетной температуре Θ_p определяются через потери КЗ ΔP_k , (из паспорта трансформатора или при электромагнитных испытаниях):

$$\begin{aligned}\Delta P_{\text{осн.}\Theta_p} &= k_d \Delta P_{k.n}; \\ \Delta P_{\text{доб.}\Theta_p} &= (1 - k_d) \Delta P_k,\end{aligned}$$

где $\Delta P_{k.n}$ – паспортные (номинальные) потери КЗ, кВт; k_d – коэффициент добавочных потерь.

Напряжение КЗ имеет две ортогональные составляющие [13]:

– активную:

$$U_{k.a\%} = \frac{\Delta P_k}{S_{\text{ном}}} 100;$$

– реактивную:

$$U_{k.p\%} = \frac{7,9 f S' \pi d_{12} a_p k_p k_q}{u_b^2 l} 10^{-1}, \quad (3)$$

где f – частота питающей сети, Гц; S' – полная мощность, приходящаяся на один стержень СТ, кВт·А; d_{12} – средний диаметр канала между обмотками, м; a_p – ширина приведенного канала рассеяния, м; k_p – коэффициент приведения идеального поля рассеяния к реальному (коэффициент Роговского), отн.ед.; k_q – коэффициент учитывающий взаимное расположение обмоток, отн.ед.; u_b – напряжение одного витка, В; l – высота обмотки, м (основные геометрические размеры обмоток приведены на рис. 3).

Полная мощность, приходящаяся на один стержень СТ:

$$S' = \frac{S_{\text{ном}}}{c},$$

где c – количество стержней магнитопровода, шт.

Ширина приведенного канала рассеяния a_p в случаях, когда радиальные размеры обмоток a_1 и a_2 мало отличаются (для СТ распределительной сети 6–20 кВ), может быть принята равной

$$a_p = a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3}, \quad (4)$$

где a_1, a_2 – радиальные размеры обмоток НН и ВН, м; a_{12} – ширина канала охлаждения между обмотками НН и ВН, м.

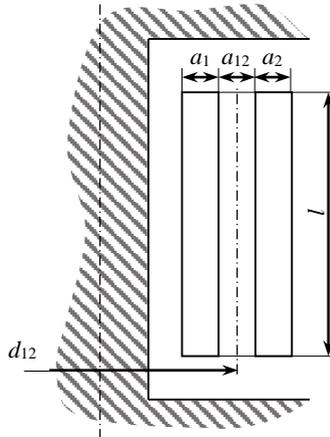


Рис. 3. Основные геометрические размеры обмоток трансформатора

Fig. 3. Basic geometrical dimensions of transformer windings

Коэффициент k_p , учитывающий отклонение реального распределения магнитного поля рассеяния от параллельного поля, связанного с конечной длиной обмотки для концентрического расположения обмоток:

$$k_p = 1 - \sigma \left(1 - e^{-1/\sigma}\right), \quad (5)$$

где

$$\sigma = \frac{a_1 + a_{12} + a_2}{\pi l} \quad (6)$$

Неравномерное распределение нагруженных током витков обмотки по высоте приводит к искажению магнитного поля рассеяния, которое в упрощенном виде может быть представлено в виде суммы двух полей: продольного и поперечного. Это искажение учитывается коэффициентом

$$k_q \approx 1 + \frac{l x^2}{m a_p k_p}, \quad (7)$$

где $x = l_x/l$ – часть разности высот обмотки относительно полной высоты обмотки (рис. 4), отн.ед.; m – множитель, применяемый в зависимости от взаимного расположения разновысотных обмоток, отн.ед. ($m = 3$ для рис. 4, а и в; $m = 0,75$ для рис. 4, б).

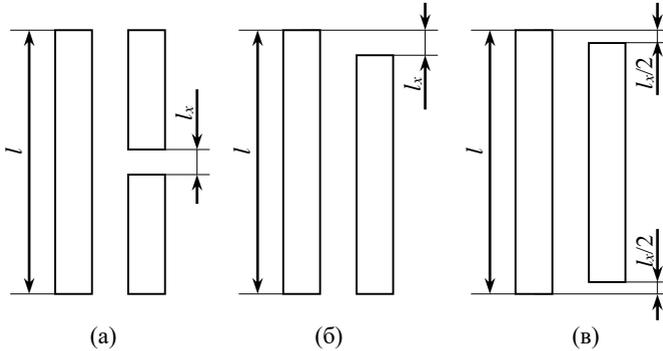


Рис. 4. Варианты взаимного расположения нагруженных током витков обмоток трансформатора

Fig. 4. Variants of mutual arrangement of current-loaded turns of transformer windings

В СТ распределительных сетей 6-20 кВ с устройствами ПБВ регулировочные витки как правило располагаются в средней части обмотки ВН.

По найденным значениям составляющих напряжения КЗ определяется полное напряжение КЗ:

$$U_{к\%} = \sqrt{U_{к.а\%}^2 + U_{к.р\%}^2} .$$

Для СТ активная составляющая напряжения КЗ незначительна, и ее изменение не оказывает существенного влияния на полное напряжение КЗ.

Из (3)-(7) следует, что реактивная составляющая напряжения КЗ зависит от геометрических размеров обмоток. В процессе эксплуатации обмотки подвергаются различным токовым нагрузкам, что приводит к изменению их температуры и геометрических размеров и, как следствие, к изменению реактивной составляющей КЗ. Изменение геометрических размеров в зависимости от температуры имеет линейный характер. Наибольшее влияние на изменение реактивной составляющей напряжения КЗ будет оказывать средний диаметр канала между обмотками.

Для двухобмоточных СТ указывается одно значение напряжения КЗ и принимается, что сквозное полное сопротивление, определенное по (1), равномерно распределяется по двум ветвям схемы замещения (2) (рис. 1). Этот факт не является решающим при проведении расчетов установившихся и переходных режимов вне СТ, но оказывает существенное влияние при возникновении внутренних повреждений. По этой причине вопросу

распределения индуктивных сопротивлений между обмотками следует уделить особое внимание. Для этого введем фиктивную обмотку, расположенную посередине между обмотками ВН и НН, шириной a_{ϕ} , меньшей чем канал охлаждения между обмотками ВН и НН a_{12} , высотой, равной высоте обмоток ВН и НН l , и которая не изменяет свой размер и положение (рис. 5).

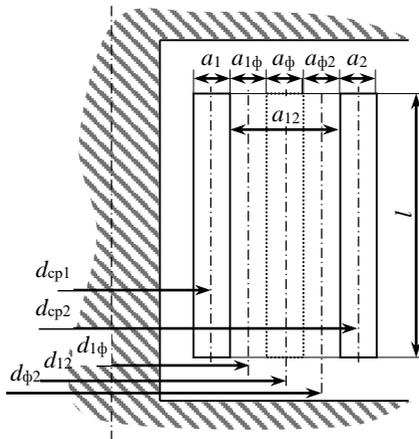


Рис. 5. Основные геометрические размеры обмоток трансформатора с введенной фиктивной обмоткой

Fig. 5. Basic geometrical dimensions of transformer windings with introduced dummy winding

При нагревании обмоток происходит линейное расширение, при этом увеличиваются как радиальные размеры обмоток НН и ВН (a_1 и a_2), так и их средние диаметры d_{cp1} и d_{cp2} . Так как радиальные размеры обмоток по сравнению со средней длиной витка малы, их изменением пренебрегаем.

Проведем анализ изменения относительного положения обмоток. Удлинение средней длины витка обмотки НН d_{cp1} приведет к увеличению среднего диаметра канала между фиктивной обмоткой и обмоткой НН и уменьшению ширины канала охлаждения между этими обмотками. Однако влияние уменьшения ширины канала охлаждения оказывает более сильное влияние (примерно в два раза) на реактивную составляющую напряжения КЗ ($U_{к,р\%1-\phi}$), в результате чего это напряжение уменьшится. Проведя аналогичные рассуждения для пар обмоток фиктивная-ВН и ВН-НН можно сделать вывод, что реактивная составляющая напряжения КЗ между парой обмоток фиктивная-ВН ($U_{к,р\%ф-2}$) – увеличится, а между ВН-НН ($U_{к,р\%1-2}$) – не изменится.

Представляя двухобмоточный трансформатор в виде трехобмоточного с третьей фиктивной обмоткой, можно применить формулы для определения изменения напряжения КЗ каждой обмотки:

$$U_{к.р\%1} = 0,5(U_{к.р\%1-ф} + U_{к.р\%1-2} - U_{к.р\%ф-2}); \quad (8)$$

$$U_{к.р\%2} = 0,5(U_{к.р\%ф-2} + U_{к.р\%1-2} - U_{к.р\%1-ф}); \quad (9)$$

$$U_{к.р\%ф} = 0,5(U_{к.р\%1-ф} + U_{к.р\%ф-2} - U_{к.р\%1-2}).$$

Анализ (8) и (9) позволяет сделать вывод о перераспределении индуктивных сопротивлений между обмотками ВН и НН при неизменном сквозном индуктивном сопротивлении СТ. Данное перераспределение индуктивных сопротивлений обмоток предлагается учитывать коэффициентом температурной коррекции $k_{х,θ}$ индуктивного сопротивления продольных ветвей.

Тогда, принимая индуктивные сопротивления обмоток трансформатора при расчетной температуре $Θ_p$ равными:

$$X_{1,Θ_p} = X'_{2,Θ_p} = 0,5X_T,$$

при фактической температуре обмоток $Θ$ они могут быть определены как:

$$X_{1,Θ} = k_{х,Θ} X_{1,Θ_p};$$

$$X_{2,Θ} = (2 - k_{х,Θ}) X_{2,Θ_p},$$

где $k_{х,Θ}$ – коэффициент температурной коррекции индуктивного сопротивления продольных ветвей, отн.ед.:

$$k_{х,Θ} = \frac{T_x + Θ}{T_x + Θ_p};$$

где T_x – температура, зависящая от материала и геометрических размеров обмоток, °С.

IV. Выводы

Применение методики определения параметров СТ с учетом влияния нагрева его активной части при разработке алгоритмов диагностики позволяет повысить качество мониторинга СТ и выявлять внутренние дефекты на ранней стадии их развития.

Прямое определение коэффициента температурной коррекции индуктивного сопротивления продольной ветви является сложной задачей и требует данных о конструктивных особенностях обмоток и магнитопровода СТ. При разработке системы мониторинга СТ с применением методики необходим блок «самообучения», проводимого на заведомо исправном СТ при непосредственном или косвенном определении температуры активной части трансформатора.

© Кокорев А.А., 2024

© Соснина Е.Н., 2024

Поступила в редакцию 13.05.2024

Принята к публикации 30.05.2024

Received 13.05.2024

Accepted 30.05.2024

Библиографический список

- [1] Приказ Минэнерго России от 08.02.2019 г. N 81 «Об утверждении требований к перегрузочной способности трансформаторов и автотрансформаторов, установленных на объектах электроэнергетики, и ее поддержанию и о внесении изменений в Правила технической эксплуатации электрических станций и сетей Российской Федерации, утвержденные приказом Минэнерго России от 19 июня 2003 г. N 229» // Официальный интернет-портал правовой информации. [Электронный ресурс]. URL: <http://publication.pravo.gov.ru/Document/View/0001201903290030> (дата обращения 23.05.2024).
- [2] Приказ Минэнерго России от 12.08.2022 № 811 «Об утверждении Правил технической эксплуатации электроустановок потребителей электрической энергии» // Официальный интернет-портал правовой информации. [Электронный ресурс]. URL: <http://publication.pravo.gov.ru/Document/View/0001202210070065> (дата обращения 23.05.2024).
- [3] Жилкина Ю.В., Воденников Д.А. Влияние повышения температуры наружного воздуха на работу силовых трансформаторов // Вестник МЭИ. 2023. № 6. С. 26-32. DOI: 10.24160/1993-6982-2023-6-26-32
- [4] Кокорев А.А., Соснина Е.Н. Исследование влияния температуры окружающей среды на характеристики силового трансформатора // V Всерос. научно-практическая конференции «Проблемы и перспективы развития электроэнергетики и электротехники», Октябрь 11–12, 2023, Казань, Россия. Казань: КГЭУ, 2023. Т. 1. С. 104-109.
- [5] Жаринов И.В., Кокорев А.А., Мясников Д.В. Исследование влияния условий эксплуатации на работу трансформаторов в режиме холостого хода // Научные известия. 2022. № 28. С. 195-198.
- [6] Алюнов А.Н., Вяткина О.С., Немировский А.Е. Об эффективности цифровой системы проактивной диагностики силовых трансформаторов // Вестник Иркутского государственного технического университета. 2020. Т. 24. № 5(154). С. 966–976. DOI: 10.21285/1814-3520-2020-5-966-976

- [7] Костинский С.С., Васильева К.В. Экспериментальное определение влияния температуры на потери холостого хода и коэффициент трансформации силового трехфазного двухобмоточного трансформатора // Известия Высших Учебных Заведений. Электромеханика. 2020. Т. 63. № 4. С. 56-62. DOI: 10.17213/0136-3360-2020-4-56-62
- [8] ГОСТ 28249-93. Короткие замыкания в электроустановках. Методы расчета в электроустановках переменного тока напряжением до 1 кВ. Введ. 1995-01-01. М.: Стандартинформ, 2006. – 45 с.
- [9] Уровень физического износа оборудования // Россети Центр и Поволжье. [Электронный ресурс]. URL: https://mrsk-cp.ru/stockholder_investor/performance/index.php?iblock_id=114. (Дата обращения 11.05.2024).
- [10] Цырук С.А., Киреева Э.А. Повышение эксплуатационной надежности силовых трансформаторов, отработавших нормативный срок службы // Промышленная энергетика. 2008. № 3. С. 11-15.
- [11] ГОСТ 3484.1-88. Трансформаторы силовые. Методы электромагнитных испытаний. Введ. 1990-01-01. М.: Издательство стандартов, 1989.
- [12] Zhang C., Gao S., Zhou L., Jiang J., Cai J. Novel analytical formulas for eddy-current losses in semicircle-section wound core of transformer // IEEE Transactions on magnetics. 2019. Vol. 55. No. 11. 6300612. DOI: 10.1109/TMAG.2019.2927194
- [13] Тихомиров П.М. Расчет трансформаторов. М.: Энергоатомиздат, 1986. – 528 с.

References

- [1] Order of the Ministry of Energy of the Russian Federation dated Feb. 8, 2019 no. 81 “Ob utverzhdenii trebovanij k peregruzochnoj sposobnosti transformatorov i avto-transformatorov, ustanovlennyh na ob"ektah elektroenergetiki, i ee podderzhaniyu i o vnesenii izmenenij v Pravila tekhnicheskoy ekspluatatsii elektricheskikh stancij i setej Rossijskoj Federacii, utverzhdennye prikazom Minenergo Rossii ot 19 iyunya 2003 g. N 229 [On approval of requirements for the overload capacity of transformers and autotransformers installed at electric power facilities, and its maintenance and on amendments to the Rules for the technical operation of power plants and networks of the Russian Federation, approved by order of the Ministry of Energy of Russia dated June 19, 2003 N 229]”, *Official Internet portal of legal information*. [Online]. Available at: <http://publication.pravo.gov.ru/Document/View/0001201903290030> [Accessed: May 23, 2024] (in Russian).
- [2] Order of the Ministry of Energy of the Russian Federation dated Aug. 12, 2022 no. 811 “On the approval of the Rules for the technical operation of electrical installations of consumers of electrical energy [Ob utverzhdenii Pravil tekhnicheskoy ekspluatatsii elektroustanovok potrebitelej elektricheskoy energii]”, *Official Internet portal of legal information*. [Online]. Available at: <http://publication.pravo.gov.ru/Document/View/0001202210070065> [Accessed: May 23, 2024] (in Russian).
- [3] Yu.V. Zhilkina and D.A. Vodennikov, “The influence of outdoor air temperature growth on the operation of power transformers”, *Bulletin of MPEI*, vol. 6, pp. 26-32, 2023. DOI: 10.24160/1993-6982-2023-6-26-32.
- [4] A.A. Kokorev and E.N. Sosnina, “Study of the ambient temperature influence on the power transformer characteristics”, in *proc. V All-Russian scientific and practical*

- conf. "Problems and prospects of development of electric power engineering and electrical engineering [Problemy i perspektivy razvitiya elektroenergetikiy elektrotekhniki]", October 11-12, 2023, Kazan, Russia, vol. 1, pp. 104-109 (in Russian).
- [5] I.V. Zharinov, A.A. Kokorev and D.V. Myasnikov, "Study of the influence of operating conditions on the operation of transformers in idling mode", *Scientific News*, vol. 28, pp. 195-198, 2022 (in Russian).
- [6] A.N. Alyunov, O.S. Vyatkina and A.E. Nemirovskiy, "On efficiency of digital system of power transformer proactive diagnostics", *Proceedings of Irkutsk State Technical University*, vol. 24, no. 5(154), pp. 966-976, 2020. DOI: 10.21285/1814-3520-2020-5-966-976
- [7] S.S. Kostinskiy and K.V. Vasileva, "Experimental determination of temperature influence on no-load losses and transformation coefficient of power three-phase two-winding transformer", *Russian Electromechanics*, vol. 63, no. 4, pp. 56-62, 2020. DOI: 10.17213/0136-3360-2020-4-56-62
- [8] Short circuits in electrical installations. Calculation methods in a.c. electrical installations with voltage below 1 kV, GOST 28249-93, Jan. 1995.
- [9] *Performance indicators*, Rosseti Center and Volga Region. [Online]. Available at: https://mrsk-cp.ru/stockholder_investor/performance/index.php?iblock_id=114/ [Accessed: May. 11, 2024].
- [10] S.A. Tsyruk and E.A. Kireeva, "Increase in the service reliability of power transformers worked beyond standard life time", *Industrial Power Engineering*, no. 3, pp. 11-15, 2008.
- [11] Power transformers. Electromagnetic test methods, GOST 3484.1-88, Jan. 1990.
- [12] C. Zhang, S. Gao, L. Zhou, J. Jiang and J. Cai, "Novel analytical formulas for eddy-current losses in semicircle-section wound core of transformer", *IEEE Transactions on magnetics*, vol. 55, no. 11, 6300612, Nov. 2019. DOI: 10.1109/TMAG.2019.2927194
- [13] Tikhomirov P.M. *Raschet transformatorov [Calculation of Transformers]*. Moscow: Energoatomizdat, 1986 (in Russian).

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Кокорев Андрей Александрович, аспирант Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева, г. Нижний Новгород, Российская Федерация.

Соснина Елена Николаевна, доктор технических наук, профессор, профессор Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева, г. Нижний Новгород, Российская Федерация

Andrey A. Kokorev, postgraduate student of the Nizhniy Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev, Nizhniy Novgorod, Russian Federation.

Elena N. Sosnina, Dr. Sci. (Eng.), professor, professor of the Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev, Nizhny Novgorod, Russian Federation.

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

УДК 621.314

EDN: OWBZAU

ХАРАКТЕРИЗАЦИЯ МАГНИТНОЙ ПРОНИЦАЕМОСТИ ПАКЕТА СТАЛЬНЫХ ПЛАСТИН В НАПРАВЛЕНИИ НОРМАЛЬНОГО МАГНИТНОГО ПОТОКА

Е.В. Калининe-mail: chernmaza@yandex.ruНижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева
*Нижний Новгород, Россия***А.И. Чивенков**ORCID: 0000-0001-7578-8232 e-mail: chyvenkov@mail.ruНижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева
Нижний Новгород, Россия

Анализируются возможности определения магнитной проницаемости $\mu_n = \mu^0 \cdot \mu_n'$ от нормальной составляющей магнитного потока Φ_n , необходимой при 3D расчетах дополнительных потерь на вихревые токи в ламинированных сердечниках мощных силовых электроэнергетических устройств. Показана неоправданность использования в известных работах представлений о слоистой магнитной цепи с коэффициентом заполнения пакета сталью K_3 когда из-за асимптотического характера зависимости $\mu_n(K_3)$ неточность при определении K_3 на 1% ведет к изменению значения μ_n на 100% и более. Предлагается энергетический подход – через удельные потери на вихревые токи p_v от действия потока Φ_n в пакете прямоугольных пластин и аналитические выражения, связывающие μ_n с потерями p_v и параметром динамики ξ в условиях резкого поверхностного эффекта. С использованием ваттметрового способа на частоте $f = 50$ Гц при амплитуде магнитной индукции $B_m \leq 0,1$ Тл определяются значения относительной проницаемости μ_n' на образцах холоднокатаных сталей (40x80) мм. Для стали марки 08ПС толщиной $d = 0,91$ мм без изолирующего покрытия и с немагнитными прокладками различной толщины в диапазоне $K_3 = (0,9 \dots 1,0) - \mu_n' \geq (90 \dots 100)$; для трансформаторной стали марки 3406, $d = 0,3$ мм с покрытием $K_3 = 0,96 - \mu_n' \geq 60$.

Ключевые слова: вихревые токи, ламинированный сердечник, магнитная проницаемость, нормальная составляющая магнитного потока, параметр динамики, резкий поверхностный эффект, стальная пластина.

Для цитирования: Калинин Е.В., Чивенков А.И. Характеризация магнитной проницаемости пакета стальных пластин в направлении нормального магнитного потока // Интеллектуальная электротехника. 2024. № 2. С. 83-104. EDN: OWBZAU

CHARACTERIZATION OF MAGNETIC PERMEABILITY OF STEEL PLATES PACKAGE IN DIRECTION OF NORMAL MAGNETIC FLUX

E.V. Kalinin

e-mail: chernmaza@yandex.ru

Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev
Nizhny Novgorod, Russia

A.I. Chivenkov

ORCID: **0000-0001-7578-8232** e-mail: chyvenkov@mail.ru

Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev
Nizhny Novgorod, Russia

Abstract. The paper presents the possibilities of determining the magnetic permeability $\mu_n = \mu^0 \cdot \mu_n'$ from the normal component of the magnetic flux Φ_n . It is necessary for 3D calculations of additional eddy current losses in laminated cores of high-power electric power devices. It is shown that it is unjustified to use the concepts of a layered magnetic circuit with a stacking factor K_3 presented in well-known studies, when due to the asymptotic nature of the dependence $\mu_n(K_3)$, an inaccuracy in determining the K_3 by 1% leads to a change in the value μ_n by 100% or more. An energy approach is proposed – through a specific eddy currents loss p_e from the action of the flow Φ_n in packages of rectangular plates and analytical expressions linking μ_n with losses p_e and the dynamics parameter ξ in conditions of a sharp skin effect. The relative permeability values μ_n' were determined using the wattmeter method at a frequency $f = 50$ Hz with an amplitude of magnetic induction $B_m \leq 0,1$ T on samples of cold-rolled steels (40x80) mm: 08PS grade with thickness $d = 0.91$ mm without insulating coating and with non-magnetic gaskets of various thicknesses in the range of $K_3 = (0.9 \dots 1.0) - \mu_n' \geq (90 \dots 100)$; transformer steel grade 3406, $d = 0.3$ mm coated ($K_3 = 0.96$) – $\mu_n' \geq 60$.

Keywords: eddy currents, laminated core, magnetic permeability, normal component of magnetic flux, dynamics parameter, sharp skin effect, steel plate

For citation: E.V. Kalinin and A.I. Chivenkov, “Characterization of magnetic permeability of steel plates package in direction of normal magnetic flux”, *Smart Electrical Engineering*, no. 2, pp. 83-104, 2024. EDN: OWBZAU

И. Введение

Повышенные требования к энергетическим характеристикам мощных силовых трансформаторов, турбо- и гидрогенераторов требуют совершенствования методов расчета, использования лучших марок листовых электротехнических сталей при наличии достоверных данных на их магнитные свойства, более глубокого понимания процессов перемагничивания ламинированных ферромагнитных сердечников [1-3].

Первая листовая сталь, используемая в магнитопроводах, имела значения относительной магнитной проницаемости $\mu' = (100 \dots 300)$ [4, 5]. Развитие технологии холоднокатаных кремнистых сталей позволило добиться резкого повышения магнитных свойств в направлении прокатки, сопровождающегося также ростом магнитной анизотропии [1, 4, 5].

Магнитные свойства электротехнических сталей в плоскости прокатки от тангенциального магнитного потока Φ_τ хорошо изучены и представлены справочными данными. Максимальные значения μ'_τ современных анизотропных электротехнических сталей находятся в интервале $(10^4 - 10^5)$. При этом отсутствуют достоверные данные о магнитной проницаемости μ'_n от нормального магнитного потока Φ_n в перпендикулярном направлении к плоскости прокатки сталей.

Потоки Φ_n рассеяния намагничивающих обмоток [6-8] и потоки в зонах стыков ламинированного сердечника [9-13] отличаются малыми значениями амплитуды магнитной индукции B_m , но являются причиной дополнительных потерь на вихревые токи P_v при резком поверхностном эффекте (РПЭ) в стальных пластинах. При общей тенденции снижения удельных потерь перспективных сталей растет доля этих дополнительных потерь, зависящих от удельной электропроводности, одинаковой для всех сталей с содержанием $\approx 3\% Si$.

3D расчеты электромагнитного поля в ламинированных сердечниках предполагают наличие тензора магнитной проницаемости μ^{\wedge} , отражающего магнитные свойства сталей в 3-х измерениях [2, 6-10, 14-17].

II. Анализ известных подходов

Приводимые для электротехнических сталей значения проницаемости μ'_n в [7, 9-11, 18-21] и [13, 22, 23] существенно различаются.

В [18-22] μ'_n находится, ограничиваясь представлениями о магнитной цепи с чередующимися стальными участками и немагнитными – толщиной δ и проницаемостью $\mu' = 1$. Доля последних зависит от стягивающих усилий и растет с уменьшением толщины пластин d .

В процессе измерений определяется гомогенизированная (эквивалентная) проницаемость μ'_g слоистой структуры [18, 20, 24], связанная с μ'_n :

$$\mu'_g = \frac{1}{1 - K_3 \left(1 - \frac{1}{\mu'_n} \right)}, \quad (1)$$

где $K_3 = d / (d + \delta)$ – коэффициент заполнения пакета сталью.

Известные исследования μ'_n [19-23] имеют сходные признаки в намагничивании образцов электротехнических сталей: пакет прямоугольных пластин исследуемой стали зажимается в зазоре ламинированного ярма с намагничивающей обмоткой W_n , а магнитный поток Φ_n создается за счет расположения пакета плоскостями пластин перпендикулярно магнитному потоку ярма Φ_τ (рис. 1а).

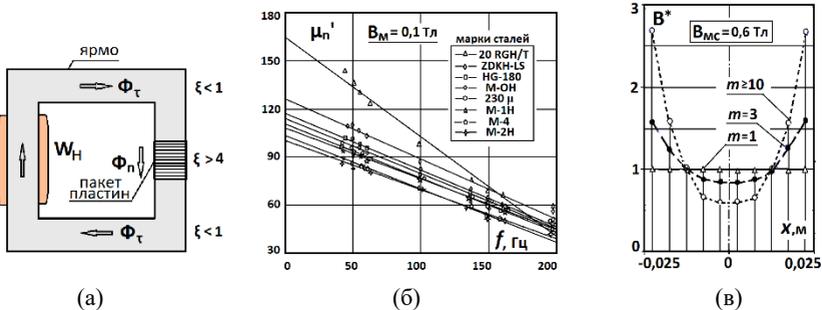


Рис. 1. Создание потока Φ_n в пакете пластин [19-23] (а); зависимости $\mu'_n(f)$ трансформаторных сталей [22] (б); зависимости $B^*(x)$ по слоям m пакета при $b = 50$ мм [23] (в);

Fig. 1. Creation of flux F_n in package of plates [19-23] (а); dependences $\mu'_n(f)$ for transformers steels [22] (б); dependences $B^*(x)$ in layers m of package at $b = 50$ mm [23] (в)

В [19-21] пакеты пластин (50x50) мм исследуются на постоянном токе ($f = 0$) для исключения влияния вихревых токов (ВТ). Для определения проницаемости μ'_n используется зависимость, обратная (1):

$$\mu'_n = \frac{\mu'_g K_3}{1 - \mu'_g (1 - K_3)}. \quad (2)$$

В [21] для группы сталей с $d = (0,5 \dots 0,1)$ мм измеренные значения μ'_n находятся в диапазоне 13...34, снижаются с уменьшением d и коррелируют с расчетными значениями μ'_g при $K_3 = K_{3н}$ из равенства [18] (табл. 1):

$$\mu'_g = \frac{1}{1 - K_3}, \quad (3)$$

где $K_{3н}$ – нормируемое (технологически достижимое) значение коэффициента K_3 .

В [18] (3) следует из (1) при $\mu_n' \rightarrow \infty$.

Таблица 1.

Измеренные и расчетные значения магнитной проницаемости [21]

Table 1.

Measured and calculated values of magnetic permeability [21]

№	Марка стали	d , мм	$K_{3н}$, о.е.	μ_n' по (2)	μ_g' по (3)
1	M140-35S	0,35	0,97	34,3	33,33
2	M 100-30P	0,30	0,965	28,6	28,57
3	M 085-23P	0,23	0,955	20,9	22,22

В [22] для известных марок трансформаторных сталей толщиной $d = (0,35 \dots 0,18)$ мм на пакетах полосовых образцов (30x280) мм при ширине зоны потока $\Phi_n - 50$ мм проведены измерения в диапазоне частот $f = (45 \dots 200)$ Гц с линейной экстраполяцией значений μ_n' на $f = 0$. Получены значения проницаемости $\mu_n' = (80 \dots 170)$ при $B_m = 0,1$ Тл (рис. 1б); наблюдается достаточно плотное расположение линий $\mu_n'(f)$ разных сталей с более высокими значениями μ_n' для марок меньших толщин d .

Отмечается: нарастающее с частотой вытеснение магнитной индукции по ширине пластин; зависимость проницаемости μ_n' и удельных потерь на ВТ p_v от коэффициента K_3 . Для стали марки ZDKH при изменении от $K_3 \leq 0,95$ (пакет не зажат) до $K_3 \geq 0,97$ (пакет зажат) проницаемость растет с $\mu_n' \approx 20$ до $\mu_n' \approx 100$, а потери p_v снижаются более, чем вдвое [22].

Анизотропная электротехническая сталь обладает крупной полосовой доменной структурой (ДС), чувствительной к условиям воздействия. Наибольшие ширина доменов и уровень магнитных свойств стали в статике ($f = 0$). В динамике наблюдается дробление ДС. Формируется равновесная ДС, соответствующая условиям воздействия [25]. Определение магнитных свойств (в том числе μ_n') следует проводить на промышленной частоте, при которой сталь эксплуатируется в силовых устройствах [3, 14, 26, 27].

При исследовании испытательных образцов стали на переменном токе ВТ ограничены размерами отдельных пластин [14, 27-30]. Вместо локальной магнитной характеристики стали – $B_m(H_m)$ с проницаемостью материала μ определяется магнитная характеристика «пластины», как устройства – $B_{мс}(H_{мг})$ с проницаемостью «пластины» $\mu_{пл}$:

$$\mu = \mu^0 \cdot \mu' = \frac{B_M}{H_M}; \quad (4)$$

$$\mu_{пл} = \mu^0 \cdot \mu'_{пл} = \frac{B_{мс}}{H_{мг}}, \quad (5)$$

где B_M, H_M – амплитудные значения индукции B и напряженности магнитного поля H в локальном объеме; $B_{мс}$ и $H_{мг}$ – амплитудные значения средней по сечению пластины индукции и напряженности магнитного поля на границе (поверхности) стальной пластины; $\mu^0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м – проницаемость вакуума.

Соотношение характеристик «пластины» $B_{мс}(H_{мг})$ и материала $B_M(H_M)$ зависит от степени развития динамики.

Для электротехнической стали на частоте $f = 50$ Гц и действии потока Φ_n характеристики могут существенно различаться. В [23] при $f = 50$ Гц проведены локальные измерения распределения магнитного поля и потерь в пакетах из 80 прямоугольных пластин трансформаторной стали размерами (50x100) мм и (25x100) мм под действием потока Φ_n . Зависимости $B^*(x) = B_M(x)/B_{мс}$ по ширине пластин b (рис. 1в, при $b = 50$ мм; $B_{мс} = 0,6$ Тл) указывают на РПЭ во внутренних слоях m пакета. Представлены зависимости $\mu_{пл}(\mu)$ и $P_b(\mu)$ для прямоугольной пластины:

$$\mu_{пл}(\mu) = \frac{L}{S} \sqrt{\frac{\mu}{2\pi f \gamma}}; \quad (6)$$

$$P_b(\mu) = hL(\pi f)^{3/2} \left(\frac{\Phi_n}{L}\right)^2 \sqrt{\frac{\gamma}{\mu}}, \quad (7)$$

где L, h, S – длина, высота и площадь сечения пакета пластин; γ – удельная электропроводность материала.

Влияние слоистости структуры пакета пластин не рассматривается.

Необходимо установить взаимосвязь магнитной проницаемости μ_n' с потерями на вихревые токи P_b при действии потока Φ_n с учетом влияния слоистой структуры пакета пластин [13, 22, 23], зависимости динамических процессов от линейных размеров пластин [28]. Проницаемость μ_n' следует определять на частоте, для которой предназначена испытываемая сталь [25, 26].

III. Влияние динамики

При свободном проникновении синусоидального электромагнитного поля в «бесконечную» стальную пластину ($b \ll L$) и $\mu = \text{const}$ вытеснение магнитного поля по ширине пластины b зависит от обобщенного параметра динамики ξ [8, 26, 28-31]:

$$\xi = b\sqrt{\pi f \mu \gamma}. \quad (8)$$

На практике подстановкой проницаемости $\mu_{пл}$ в (8) можно определить лишь значение параметра динамики «пластины» $\xi_{пл}$:

$$\xi_{пл} = b\sqrt{\pi f \mu_{пл} \gamma}. \quad (9)$$

Из (5), (9) при нормирующем условии $B_{мс} = B_m$ устанавливаем зависимости $\mu/\mu_{пл}(\xi)$ и $\xi_{пл}(\xi)$ [14, 26, 27, 30] (рис. 2а и б – черным):

$$\frac{\mu}{\mu_{пл}} = \xi \sqrt{\frac{1 \operatorname{ch} \xi + \cos \xi}{2 \operatorname{ch} \xi - \cos \xi}}; \quad (10)$$

$$\xi_{пл} = \sqrt{2\xi^2 \frac{\operatorname{ch} \xi - \cos \xi}{\operatorname{ch} \xi + \cos \xi}}. \quad (11)$$

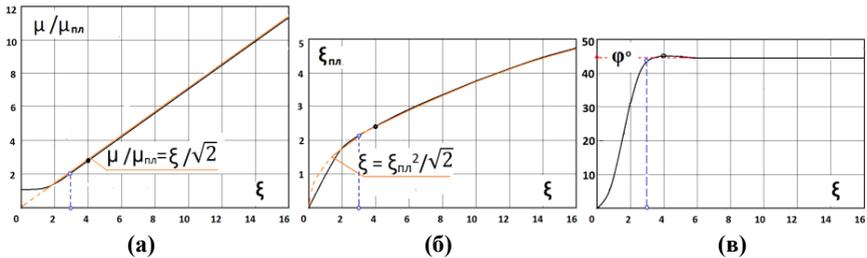


Рис. 2. Зависимости: $\mu/\mu_{пл}(\xi)$ (а); $\xi_{пл}(\xi)$ (б); $\varphi(\xi)$ (в)

Fig. 2. Dependences: $\mu/\mu_{пл}(\xi)$ (а); $\xi_{пл}(\xi)$ (б); $\varphi(\xi)$ (в)

При $\xi \leq 1$ поверхностный эффект отсутствует. Магнитные характеристики «пластины» и материала совпадают [27-31]: $\mu_{пл} = \mu$; $\xi_{пл} = \xi$ (рис. 2а и б).

При РПЭ ($\xi \geq 4$) [29] $\frac{\operatorname{ch} \xi - \cos \xi}{\operatorname{ch} \xi + \cos \xi} \rightarrow 1$ и (10), (11) упрощаются (рис. 2а и б – красный цвет):

$$\frac{\mu}{\mu_{пл}} = \frac{\xi}{\sqrt{2}}; \quad (12)$$

$$\xi = \frac{\xi_{пл}^2}{\sqrt{2}}. \quad (13)$$

Для потока Φ_r в ламинированном сердечнике за динамику отвечает толщина d . При $f = 50$ Гц и $\gamma = 2 \cdot 10^6$ См/м значения параметра динамики ξ по (8) близки к 1. Распределение магнитного потока по сечению пластин равномерное [27-31]. Для ходовой трансформаторной стали: $d = 0,35 \cdot 10^{-3}$ м; $\mu_r' = 3 \cdot 10^4$ – $\xi = 1,20$; для перспективной стали: $d = 0,18 \cdot 10^{-3}$ м; $\mu_r' = 8 \cdot 10^4$ – $\xi = 1,04$ [1,3].

Для потока Φ_n ответственным за динамику линейным размером является ширина пластин b , размеры которой варьируют в широких пределах: (0,03...0,5) м. При $\mu_n' \approx 80$ [22], $f = 50$ Гц, $\gamma = 2 \cdot 10^6$ См/м значения параметра динамики по (8) $\xi = (5 \dots 90)$. При $\xi \geq 4$ магнитный поток проникает только в поверхностные слои по периметру пластин [29].

IV. Влияние слоистости

Экспериментальное определение $H_{MГ}$ для расчета $\mu_{пл}$ по (5) затрудняется наличием слоистой структуры у пакета пластин с потоком Φ_n . Известными методами (локальными датчиками H [14, 23], из уравнений магнитной цепи [18-22]) может быть определена амплитуда гомогенизированной напряженности $H_{Mг}$, усредняющей амплитуды $H_{MГ}$ и H_{M0} напряженностей слоев на граничной поверхности пакета. На рис. 3а мгновенные значения напряженностей: H_g – гомогенизированная; H_r – в пластинах толщиной d ; H_0 – в немагнитных промежутках толщиной δ .

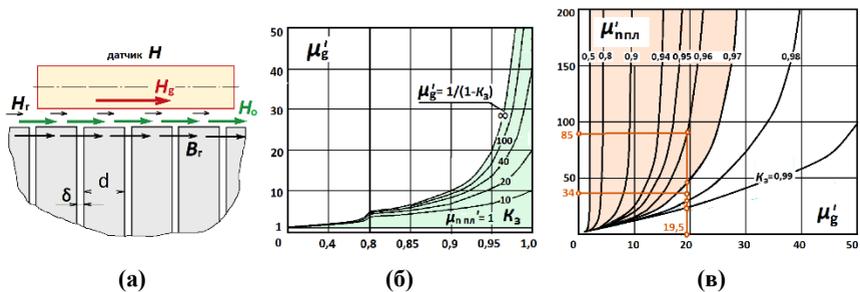


Рис. 3. Вектора магнитного поля на граничной поверхности пакета пластин (а); кривые $\mu_g'(K_3)$ при различных $\mu_n'_{пл} = \text{const}$ (б); кривые $\mu_n'_{пл}(\mu_g')$ при различных $K_3 = \text{const}$ (в)

Fig. 3. Magnetic field vectors on boundary surface of plate package (а); curves $\mu_g'(K_3)$ at different $\mu_n'_{пл} = \text{const}$ (б); curves $\mu_n'_{пл}(\mu_g')$ at different $K_3 = \text{const}$ (в)

При малых значениях индукции $B_{MГ}$ в стальных пластинах и РПЭ от потока Φ_n гистерезисными потерями по сравнению с потерями на ВТ можно

пренебречь – напряженности $H_r(t)$ и $H_o(t)$ совпадают по фазе. С учетом условий непрерывности индукции $B_r(t)$ в слоях пакета и напряженности $H_r(t)$ на границе «сталь – воздух» (рис. 3а) приходим к равенству:

$$H_{\text{мг}} = H_{\text{мг}} \left[K_3 + \mu'_{\text{н пл}} (1 - K_3) \right]. \quad (14)$$

Из (14) устанавливаем зависимость гомогенизированной проницаемости $\mu'_g (\mu'_{\text{н пл}}, K_3)$, аналогичную (1) в [18, 20, 24]:

$$\mu'_g (\mu'_{\text{н пл}}, K_3) = \frac{1}{\frac{K_3}{\mu'_{\text{н пл}}} + (1 - K_3)}. \quad (15)$$

На рис. 3б представлено семейство кривых $\mu'_g(K_3)$ при различных $\mu'_{\text{н пл}} = \text{const}$.

Из (15) определяем обратную зависимость $\mu'_{\text{н пл}} (\mu'_g, K_3)$, как (2) в [20]:

$$\mu'_{\text{н пл}} (\mu'_g, K_3) = \frac{K_3}{\frac{1}{\mu'_g} - (1 - K_3)}, \quad (16)$$

где $\mu'_g = B_{\text{мс}}/\mu^0 H_{\text{мг}}$. В (15) всегда $\mu'_g > 0$ (при $\mu'_{\text{н пл}} > 0$, $0 < K_3 \leq 1$ из физических условий). В (16) $\mu'_{\text{н пл}} > 0$ только при условии, что $\mu'_g < 1/(1 - K_3)$. Отсутствие подобного ограничения в [19-21] привело к затруднениям в определении μ'_n и переходу с (2) на (3).

На рис. 3в равенство (16) представлено зависимостями $\mu'_{\text{н пл}}(\mu'_g)$ при различных $K_3 = \text{const}$ с асимптотами (3). Анализ кривых на рис. 3б и 3в дает возможность оценить результаты [19-22].

При $\mu'_{\text{н пл}} \rightarrow \infty$ (15) принимает вид (3) [18], ограничивая сверху область возможных значения μ'_g (рис. 3б – зеленым). С уменьшением K_3 область резко сужается; при $K_3 \leq 0,95 - \mu'_g \leq 20$, как в [22]. При $K_3 \leq 0,97$ кривые $\mu'_{\text{н пл}}(\mu'_g)$ круто переходят в вертикальные асимптоты (рис. 3в – розовым) и определение $\mu'_{\text{н пл}}$ по (16) проблематично.

В [19-21] в условиях статики $\mu'_{\text{н пл}} = \mu'_n$; в [20] для стали марки М140-35S $\mu'_n = 34$ при значении $K_3 = 0,977$ (больше, чем $K_{3\text{н}} = 0,97$ в табл. 1). В (15) этим значениям μ'_n и K_3 соответствует $\mu'_g = 19,5$. При $d = 0,35$ мм в условиях эксперимента величина $K_3 < K_{3\text{н}}$. Так, при $K_3 = 0,96$ и $\mu'_g = 19,5$ в (16) $\mu'_n = 85$ (на рис. 3в – красным). Снижение K_3 на 1,7% приводит к росту $\mu'_{\text{н пл}}$ в 2,5

раза. Асимптотический характер зависимости $\mu_n'(\mu_g'; K_3)$ позволяет в [21] манипулировать значениями K_3 , чтобы μ_n' по (2) соответствовали μ_g' по (3) (табл. 1).

В [22] фактически определяются значения гомогенизированной проницаемости μ_g' с допущением $\mu_g' \approx \mu_n'$.

У. Связь удельных потерь на вихревые токи с магнитной проницаемостью

Динамические процессы от потока Φ_n происходят в плоскости отдельных пластин. Немагнитные промежутки не являются препятствием для замыкания контуров ВТ. При свободном проникновении синусоидального поля в «бесконечную» стальную пластину формула удельных потерь на ВТ p_v в единице объема [Вт/м³] [29]:

$$p_v = \frac{\pi^2}{6} B_{mc}^2 \gamma b^2 f^2 R(\xi), \text{ где } R(\xi) = \frac{3 \operatorname{sh} \xi - \sin \xi}{\xi \operatorname{ch} \xi - \cos \xi}. \quad (17)$$

При $\xi \leq 1$ $R(\xi) = 1$, приходим к классической формуле удельных потерь на ВТ в проводящей пластине [1, 2, 5, 14, 29-31].

При РПЭ ($\xi \geq 4$) $\frac{\operatorname{sh} \xi - \sin \xi}{\operatorname{ch} \xi - \cos \xi} \rightarrow 1$ и $R(\xi) = 3/\xi$, тогда (17) принимает

вид:

$$p_v = \frac{\pi^{1.5}}{2} B_{mc}^2 b f^{1.5} \sqrt{\frac{\gamma}{\mu}}. \quad (18)$$

Для периодических функций: $H_T(t) = H_{mT} \cdot \sin(\omega t)$ и $B_c(t) = B_{mc} \cdot \sin(\omega t - \varphi)$, где $\omega = 2\pi f$ – круговая частота, а φ – угол потерь. Удельные потери на ВТ определяются по площади динамической петли $B_c(H_T)$ [31]:

$$p_v = \pi f H_{mT} B_{mc} \sin \varphi. \quad (19)$$

Из (17) с учетом (5), (9)-(11):

$$p_v = \pi f H_{mT} B_{mc} \frac{\operatorname{sh} \xi - \sin \xi}{\sqrt{2(\operatorname{ch}^2 \xi - \cos^2 \xi)}}. \quad (20)$$

Из (19), (20) находим $\varphi(\xi)$ (рис. 2в):

$$\varphi(\xi) = \arcsin \left[\frac{\operatorname{sh} \xi - \sin \xi}{\sqrt{2(\operatorname{ch}^2 \xi - \cos^2 \xi)}} \right]. \quad (21)$$

При РПЭ ($\xi \geq 4$) $\varphi = 45^\circ$ (рис. 2в – красным) и $\sin \varphi = \frac{1}{\sqrt{2}}$ (20) принимает вид:

$$p_B = \frac{\pi f H_{\text{МГ}} B_{\text{МС}}}{\sqrt{2}} = \frac{\pi f B_{\text{МС}}^2}{\sqrt{2} \cdot \mu_{\text{ПЭ}}}. \quad (22)$$

VI. Влияние соотношения линейных размеров

Удельные потери на ВТ в прямоугольной пластине с конечным соотношением линейных размеров p_{B2} при $B_{\text{МС}} = \text{const}$ всегда меньше, чем при условии $b \ll L$: $p_{B2}/p_B = K_L(L/b) < 1$, где p_B – потери по (17); $K_L(L/b)$ – коэффициент, зависящий от отношения L/b (рис. 4а).

При $\xi \leq 1$ и $\mu = \text{const}$ зависимость $K_L(L/b)$ находится из численного решения 2D задачи переменного электромагнитного поля прямоугольной проводящей пластины [28].

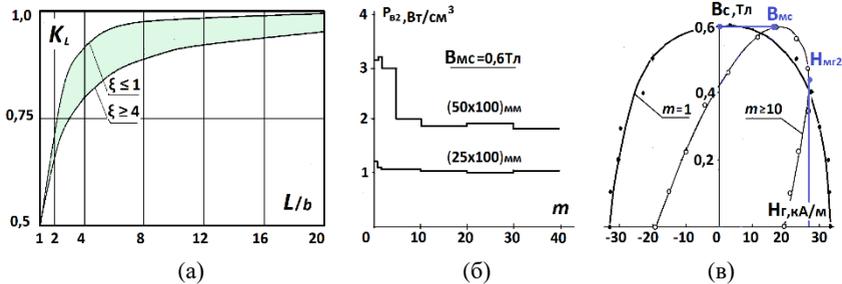


Рис. 4. Зависимости $K_L(L/b)$ (а); эпюры $p_{B2}(m)$ [23] (б); динамические петли $B_c(H_r)$ пакета (50x100) мм при $m = 1$ и $m \geq 10$ [23] (в)

Fig. 4. Dependences $K_L(L/b)$ (a); plots of $p_{B2}(m)$ [23] (b); dynamic loops $B_c(H_r)$ of package (50x100) mm at $m = 1$ and $m \geq 10$ [23] (в)

При $\xi \geq 4$ потери на ВТ формируются в узком поверхностном слое по периметру пластины [2,29]: $K_L = L/(L+b)$. Из (22) подобная зависимость справедлива и для амплитуд напряженности на границе:

$$K_L \left(\frac{L}{b} \right) = \frac{p_{B2}}{p_B} = \frac{H_{\text{МГ}2}}{H_{\text{МГ}}} = \frac{H_{\text{МГ}2}}{H_{\text{МГ}}} = \frac{L}{L+b}, \quad (23)$$

где H_{Mg2} , $H_{Mг2}$ – для прямоугольной пластины; $H_{Mг}$, $H_{Mг}$ – для «бесконечной» пластины. Кривые $K_L(L/b)$ представлены на рис. 4а (зеленым цветом – зона значений при различной динамике).

VII. Расчет проницаемости μ_n' по удельным потерям на ВТ $p_{в2}$

С использованием аналитического материала разделов III-VI проводим дополнительный анализ результатов локальных измерений в работе [23]. Удельные потери в различных слоях m пакетов пластин при $f = 50$ Гц и $B_{mc} = 0,6$ Тл рассчитаны в [23] по площади динамических петель S_n , в соответствии с (19), и иллюстрируются петлями $B_c(H_T)$ (для случая наибольшей динамики при $b = 0,05$ м), построенными по точкам за период изменения функций $H_T(t)$ и $B_c(t)$ (рис. 4в), и кривыми распределения индукции $B^*(x)$ (рис. 1в).

Условия динамики в ламинированном ярме для потока Φ_τ – ($\xi < 1$) и пакете пластин для потока Φ_n – ($\xi > 4$) различны (рис. 1а). Распределение индукции $B^*(x)$ (рис. 1в): при $m = 1$ вынужденное равномерное, как у потока Φ_τ ; при $m \geq 10$ характерное для проникновения потока Φ_n при РПЭ [27, 30].

На рис. 4б представлены эпюры потерь $p_{в2}(m)$ пакетов (50x100) мм и (25x100) мм из 80 пластин трансформаторной стали на половине толщины пакета: $m = (1 \dots 40)$. Для обеих зависимостей характерны неизменные значения потерь $p_{в2}$ во внутренних слоях пакета ($m \geq 10$) и увеличение уровня потерь $p_{в2}$ в слоях, прилегающих к поверхности ($m = 1$).

Выполнение условия РПЭ – $\varphi = 45^\circ$ подтверждается параметрами петли $B_c(H_T)$ при $b = 0,05$ м и $m \geq 10$: $H_{Mг2} = 27$ кА/м; $B_{mc} = 0,6$ Тл (рис. 4в – синим); площадь петли (планиметром Амслера) $S_n = 36$ кДж/м³; потери $p_{в2} = S_{пf} = 36000 \cdot 50 = 1,8 \cdot 10^6$ Вт/м³ коррелируют со значениями на эпюре $p_{в2}(m)$ при $m \geq 10$ из рис. 4б. Из (19), (23) находим:

$$\sin \varphi = \frac{p_{в2}}{\pi f H_{Mг2} B_{mc}} = \frac{1,8 \cdot 10^6}{3,14 \cdot 50 \cdot 0,6 \cdot 27 \cdot 10^3} = 0,708; \varphi = 45^\circ.$$

Таким образом, при $m \geq 10$ динамические процессы в пакетах пластин зависят от обобщенных параметров ξ и K_L и подчиняются равенствам: (8)-(13), (18)-(23). Из (18), (23) определяем $\mu_n'(p_{в2})$:

$$\mu_n' = \frac{\gamma}{\mu_0} \left[\frac{\pi^{1,5} B_m^2 b f^{1,5} K_L}{2 p_{в2}} \right]^2. \quad (24)$$

Для пакета (50x100) мм: $b = 0,05$ м; $f = 50$ Гц; $\gamma = 2 \cdot 10^6$ См/м; $L = 0,1$ м; $K_L = 0,667$; $B_{mc} = 0,6$ Тл; $p_{в2} = 1,8 \cdot 10^6$ Вт/м³.

Из (24) получаем $\mu_n' = 68,7$. Из (8) – $\xi = 8,23$.

Для пакета (25x100) мм: $b = 0,025$ м; $f = 50$ Гц; $\gamma = 2 \cdot 10^6$ См/м; $L = 0,1$ м; $K_L = 0,8$; $B_{mc} = 0,6$ Тл; $p_{b2} = 1,05 \cdot 10^6$ Вт/м³ (рис. 46).

Из формул (24) и (8) получаем $\mu_n' = 72,9$; $\xi = 4,24$.

Неизменность значения $\mu_n' \approx 70$ при кратном изменении ширины пластин b и параметра динамики при $\xi \geq 4$ подтверждает правильность выбранного энергетического подхода к определению μ_n' (через удельные потери на ВТ) и справедливость (8)-(13), (18)-(23). В [23] не учитывается влияние соотношения линейных размеров пластин на проницаемость $\mu_{пл}$ и потерь P_v . После преобразования (6), (7) аналогичны (12), (18) для «бесконечной» пластины.

Локальными измерениями потерь в [23] установлено: при снижении динамики к нижней границе РПЭ (при $b = 0,025$ м) практически исчезает зависимость потерь p_{b2} от m (рис. 46), что делает возможным при $\xi = 4$ определять усредненные потери p_{b2} в пакете пластин ваттметровым способом [12]. Характер зависимостей (10), (11), (21) позволяет понизить уровень допустимых значений параметра динамики до $\xi \approx 3$ (рис. 2, синим).

VIII. Эксперимент

Намагничивающее устройство (НУ) имеет вид W-образного разрезного ленточного сердечника с сечением внутреннего яра $S_n = (40 \times 80)$ мм² и обмотками $W_n = 2 \times 100$ витков. Вставки во внешних ярах высотой $h = 27$ мм (вырезаны электроэрозионным способом из аналогичного сердечника) замыкают магнитную цепь при размещении в зазоре внутреннего яра пакета пластин с потоком Φ_n (рис. 5а). Питание от автотрансформатора на частоте $f = 50$ Гц.

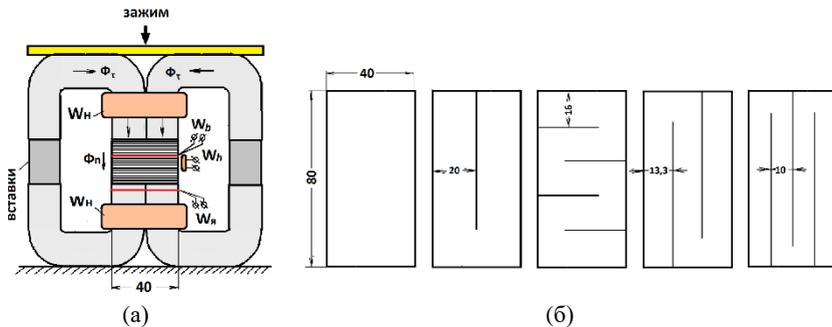


Рис. 5. НУ с пакетом прямоугольных пластин (а); пластины – целая и рассеченные (б)

Fig. 5. Setup with package of rectangular plates (a); plates – whole and dissected (b)

Измерение амплитуд B_{mc} и $H_{mг2}$ проводится индукционными датчиками $W_b = 3$ витка и $W_h = 100$ витков чувствительностью $K_h = 200$ А/(м·мВ),

измерение активной мощности – малокоинусным ваттметром Д522. Электрическая схема измерений приведена на рис. 6а.

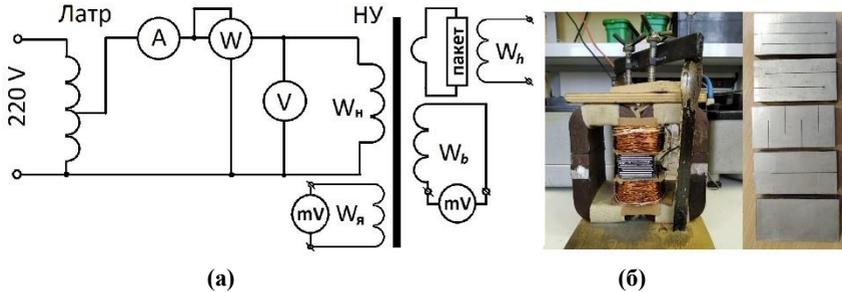


Рис. 6. Электрическая схема измерений (а); фото НУ и пластин (б)

Fig. 6. Electrical circuit of measurements (a); photos of the magnetizing device and plates (b)

Пакеты прямоугольных пластин (40x80) мм вырезаны лазером из холоднокатаной стали 08ПС (0,3% Si): $d = 0,91$ мм; $\gamma = 7,5 \cdot 10^6$ См/м. Ровная глянцевая поверхность и отсутствие изоляционного покрытия позволяют обеспечить коэффициент заполнения $K_3 \approx 1$, а калиброванные прокладки из бумаги или полиэтиленовой пленки разной толщины δ позволяют точно определять коэффициент заполнения K_3 в практически важном диапазоне ($0,9 < K_3 \leq 1$). Для изменения параметра динамики ξ часть пластин дополнительно рассечены по ширине $b = (20; 16; 13,3; 10)$ мм (рис. 5б). Соотношение линейных размеров пакетов пластин разной ширины b в табл. 2. Фото НУ и пакетов пластин на рис. 6б.

Таблица 2.
Соотношение линейных размеров пластин

Table 2.
Ratio of linear dimensions of plates

№ пакета	1	2	3	4	5
b , м	0,040	0,020	0,016	0,0133	0,010
L , м	0,080	0,160	0,200	0,240	0,320
K_L	0,667	0,889	0,926	0,947	0,970

Сравниваются зависимости $\mu_n'(\xi; K_3)$ при определении μ_n' через удельные потери p_v и через напряженность магнитного поля $H_{\text{МГ}}$ при малых значениях индукции $B_{\text{МС}}$.

Уравнение баланса мощностей:

$$P_{\Sigma} = P_M + P_{ст} + P_{в2}, \quad (25)$$

где P_{Σ} – измеренная активная мощность [Вт]; $P_M = I^2 \cdot (R_M + R_W)$ – потери в меди; I – действующее значение тока в цепи намагничивания (А); R_M и R_W – сопротивления намагничивающих обмоток и токовой цепи ваттметра [Ом]; $P_{ст} = P_{ст}(E_{я})$ – потери в стали НУ при фиксированных значениях ЭДС датчика индукции ярма $E_{я}$ [В] ($W_{я} = 3$), которое определяется из (25) при отсутствии пакета пластин (опыт XX):

$$P_{ст} = P_{\Sigma} - P_M. \quad (26)$$

Удельные потери $p_{в2}$ в пакете из n пластин при контрольных значениях $E_{я}$:

$$p_{в2}(B_{мс}) = \frac{P_{\Sigma} - (P_M + P_{ст})}{ndbL}, \quad (27)$$

где $B_{мс} = E_b / (4fW_b bL)$; E_b – среднее значение ЭДС локального датчика индукции W_b в исследуемом пакете (отличается от $E_{я}$ из-за выпучивания потока Φ_n и размагничивающего действия ВТ).

Значения амплитуды напряженности магнитного поля при контрольных значениях $E_{я}$ и $K_3 = 1$ равны $H_{мг2} = K_h E_h$; при $K_3 < 1$ $H_{мг2} = K_h E_h$, где E_h – среднее значение ЭДС датчика напряженности W_h .

Представлены зависимости $\mu_n'(\xi)$ стали 08ПС при амплитуде индукции в ярме $B_{мя} = 0,094$ Тл (контрольное значение $E_{я} = 0,2$ В):

– через удельные потери на ВТ $p_{в2}$, как в разделе VII, (рис. 7а – синим); значения μ_n' определены из (24), ξ из (8), при $K_3 = (0,905; 0,934; 0,970; 0,985; 1,0)$ (табл. 3, при крайних значениях $K_3 = 0,905; 1,0$);

– через напряженность $H_{мг2}$ при $K_3 = 1$ и $H_{мг2}$ при $K_3 = 0,905$ (рис. 7б, табл. 4); значения μ_n' определены с использованием (5), (12), (16), (23); ξ из (9) и (13).

При определении μ_n' через удельные потери (рис. 7а) кривые достоверны $\mu_n'(\xi)$ на участке $3 \leq \xi \leq 4$ (разд. VII); при $\xi > 4$ – обозначены пунктиром; значения μ_n' занижены из-за превышения усредненных удельных потерь по отношению к локальным $p_{в2}$ при известном характере эпор $p_{в2}(m)$ в [23]. При $\xi = 4$ и различных $K_3 = \text{const}$ красными точками отмечены значения $\mu' = \mu'_{сл}$ – эквивалентной проницаемости слоистого пакета; при $K_3 = 1$ – $\mu' = \mu_n'$ – проницаемость материала (стали 08ПС); стрелки подчеркивают неизменность значений проницаемости μ' при $\xi > 4$.

Таблица 3.
Определение магнитной проницаемости μ_n'
через удельные потери на вихревые токи

Table 3.
Definition of magnetic permeability μ_n' through specific eddy current losses

№	$K_3 = 1,0$				$K_3 = 0,905$			
	$B_{мс}, Тл$	$p_{в2}, Вт/М^3$	μ_n'	ξ	$B_{мс}, Тл$	$p_{в2} \cdot 10^4, Вт/М^3$	μ_n'	ξ
1	0,0870	$6,14 \cdot 10^4$	62,6	12,2	0,0764	$10,8 \cdot 10^4$	12,0	5,33
2	0,0891	$3,95 \cdot 10^4$	73,7	6,60	0,0805	$5,83 \cdot 10^4$	22,5	3,65
3	0,0908	$2,78 \cdot 10^4$	78,6	5,46	0,0810	$4,27 \cdot 10^4$	29,9	3,36
4	0,0910	$2,69 \cdot 10^4$	86,8	4,77	0,0815	$3,22 \cdot 10^4$	39,0	3,19
5	0,0922	$2,03 \cdot 10^4$	95,2	3,75	0,0818	$2,01 \cdot 10^4$	60,4	2,99

Таблица 4.
Определение магнитной проницаемости μ_n'
через напряженность магнитного поля

Table 4.
Definition of magnetic permeability μ_n' through magnetic field strength

№	$K_3 \approx 1,0$ ($\mu_g' = \mu_n'_{пл}$)				$K_3 = 0,905$			
	$B_{мс}, Тл$	$H_{мг2}, А/м$	μ_n'	ξ	$B_{мс}, Тл$	$H_{мг2}, А/м$	μ_n'	ξ
1	0,0870	5260	91,3	14,7	0,0764	12440	3,26	7,17
2	0,0891	3600	90,8	7,35	0,0805	8860	6,43	66,1
3	0,0908	3100	88,3	5,80	0,0810	8380	7,12	72,1
4	0,0910	2610	90,2	4,88	0,0815	7740	7,93	104
5	0,0922	1916	102	3,90	0,0818	7480	8,44	101

Анализ кривых $\mu_n'(\xi)$ (рис. 7, а и б) показывает сходство результатов:
 – при $K_3 = 1$ значения проницаемости материала находятся в зоне $\mu_n' \geq (90 \dots 100)$ (на рис. 7а и б, табл. 3 и 4 – розовым);
 – при различных $K_3 < 1$ и снижении ξ кривых $\mu_n'(\xi)$ значения μ_n' растут, приближаясь к μ_n' при $K_3 = 1$ в красной зоне;
 – значения проницаемости $\mu_{сл}'$ при $K_3 = 0,905$ на рис. 7а и б совпадают: $\mu_{сл}' \approx 22$ (табл. 3 и 4 – голубым).

С уменьшением K_3 удельные потери $p_{в2}$ растут, а проницаемость слоистого пакета $\mu_{сл}'$ снижается, отличаясь от проницаемости μ_g' по (1). На рис. 7в кривые $\mu_{сл}'(K_3)$ показаны синим цветом; $\mu_g'(K_3)$ – зеленым, где $\mu^* = \mu' / \mu_n'$ для $\mu_n' = 100$.

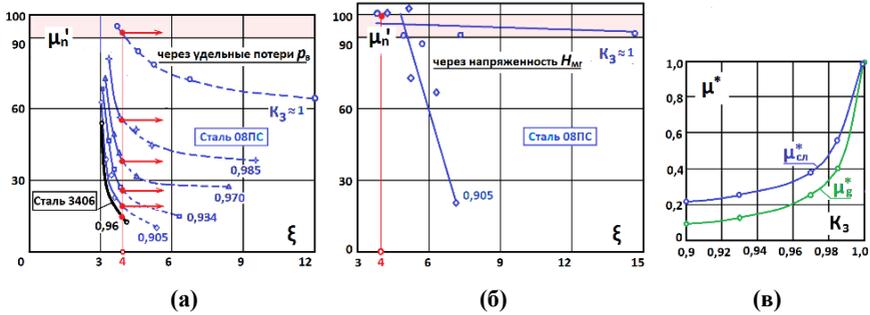


Рис. 7. Зависимости $\mu_n'(\xi)$ при различных $K_3 = \text{const}$: через потери на вихревые токи (а); через напряженность магнитного поля (б); кривые $\mu^*(K_3)$ (в)

Fig. 7. Dependences $\mu_n'(\xi)$ at different $K_3 = \text{const}$: through specific eddy current losses (a); through magnetic field strength (b); curves $\mu^*(K_3)$ (в)

По итогам обсуждения зависимостей $\mu_n'(\xi, K_3)$ стали 08ПС определена кривая $\mu_n'(\xi)$ через удельные потери $p_{в2}$ для трансформаторной стали марки 3406 (3,2% Si): $d = 0,3\text{мм}$; $\gamma = 2 \cdot 10^6 \text{ См/м}$ на пакетах (40x80) мм при $K_3 = 0,96$; $b = (0,04; 0,02) \text{ м}$, на рис. 7а – черным; значение $\mu_n' > 60$.

IX. Заключение

При решении 3D задач определения дополнительных потерь от потоков рассеяния намагничивающих обмоток ламинированных сердечников следует использовать эквивалентную проницаемость слоистой среды $\mu_{сл}'$, зависящую от проницаемости материала и коэффициента заполнения, но в 1,5...2 раза больше традиционной гомогенизированной проницаемости $\mu_{г}'$.

При прогнозировании дополнительных потерь от действия нормальных потоков в стыках ламинированных сердечников необходимо использовать проницаемость материала, значения которой для трансформаторных сталей могут быть $\mu_n' > (60 \dots 100)$.

Предложен подход к определению проницаемости μ_n' от нормального магнитного потока Φ_n в пакете прямоугольных стальных пластин через удельные потери на вихревые токи p_v с использованием аналитических выражений для резкого поверхностного эффекта.

Повышение достоверности значений проницаемостей $\mu_{сл}'$ и μ_n' в направлении действия нормальных магнитных потоков позволяют повысить точность расчета потерь в магнитопроводах мощных электроэнергетических устройств, в том числе устройств силовой электроники.

Поступила в редакцию 29.12.2023

Принята к публикации 20.03.2024

Received 29.12.2023

Accepted 20.03.2024

Библиографический список

- [1] Moses A., Anderson P., Jenkins K., Stanbury H. *Electrical Steels - Volume 2: Performance and Applications*. London: Institution of Engineering and Technology, 2019. – 664 p. DOI: 10.1049/PBPO157G
- [2] Turowski J., Turowski M. *Engineering electrodynamics. Electric Machine, Transformer, and Power Equipment Design*. London-New York: CRC Press, Taylor & Francis Group Boca Raton, 2014. – 536 p. DOI: 10.1201/b16373
- [3] Казаджан Л.Б. *Магнитные свойства электротехнических сталей и сплавов*. М.: Наука и технологии, 2000. – 223 с.
- [4] Столетов А.Г. *Исследования о функции намагничивания мягкого железа*. М.: Моск. ун-т, 1872. – 81 с.
- [5] Рейнбот Г. *Магнитные материалы и их применение*. Л.: Энергия, 1974. – 384с.
- [6] Pftzner H. Performance of new materials in transformer cores // *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*. 1992. Vol. 112. С. 399-405.
- [7] Wang W., Nysveen A., Magnusson N. Eddy current loss in grain-oriented steel laminations due to normal leakage flux // *IEEE Transactions on Magnetics*. 2021. № 5 (6). С. 1-4. DOI: 10.1109/TMAG.2021.3069727
- [8] Wang W., Nysveen A., Magnusson N. The influence of multidirectional leakage flux on transformer core losses // *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*. 2021. Vol. 539. С. 1-8. DOI: 10.1016/j.jmmm.2021.168370
- [9] Kawase Y., Yamaguchi T., Onogi Y. Eddy current analysis of three-phase transformer using 3-D parallel finite element method // 2016 XXII Int. Conf. on Electrical Machines (ICEM), Sept. 04-07, 2016, Lausanne, Switzerland: IEEE, 2016. С. 2828-2832. DOI: 10.1109/ICELMACH.2016.7732923
- [10] Yamaguchi T., Kawase Y., Ishimura S. Influence of magnetic property of electrical steel sheets of transformer on eddy current loss // *Journal of the Japan Society of Applied Electromagnetics and Mechanics*. 2019. № 27 (1). С. 67-72. DOI: 10.14243/jsaem.27.67
- [11] Kalinin Y., Chivenkov A., Vagapov Y., Anuchin A. Determining specific power loss in joint area of laminated magnetic core // 2021 28th International Workshop on Electric Drives: Improving Reliability of Electric Drives (IWED), Jan. 27-29, 2021, Moscow, Russia. М.: IEEE, 2021. С. 1-6. DOI: 10.1109/IWED52055.2021.9376379
- [12] Kalinin Y., Chivenkov A., Vagapov Y., Anuchin A. Analysis and experiential verification of power loss in joint area of laminated transformer core // 2021 56th International Universities Engineering Conference (UPEC), Aug. 31-Sep. 03, 2021, Middlesbrough, UK: IEEE, 2021. С. 1-6. DOI: 10.1109/UPEC50034.2021.9548245
- [13] Калинин Е.В., Чивенков А.И. Резкий поверхностный эффект в стыках шихтованных сердечниках силовых трансформаторов // *Интеллектуальная электротехника*. 2019. № 4. С. 52-67. DOI: 10.46960/2658-6754_2019_4_52
- [14] Tumasky S. *Handbook of magnetic measurements*. London-New York: CRC Press, Taylor & Francis Group Boca Raton, 2011. – 404 p. DOI: 10.1201/b10979

- [15] Silva V.C., Meunier G., Foggia A. A 3-D finite-element computation of eddy currents and losses in laminated iron cores allowing for electrical and magnetic anisotropy // IEEE Transactions on Magnetics. 1995. № 31 (3). С. 2139-2141. DOI: 10.1109/20.376469
- [16] Wang J., Lin H., Huang Y., Sun X. A new formulation of anisotropic equivalent conductivity in laminations // IEEE Transactions on Magnetics. 2011. № 47 (5). С. 1378-1381. DOI: 10.1109/TMAG.2010.2081352
- [17] Millian Mirabel L., Messal O., Benabou A., Le Menach Y., Chevallier L., Korecki J., Roder J-Y., Ducheux J-P. Iron loss modeling of grain oriented electrical steels in FEM simulation environment // IEEE Transactions on Magnetics. 2021. № 28 (2). С. 1-5. DOI: 10.1109/TMAG.2021.3097586
- [18] Barton M.L. Loss calculation in laminated steel utilizing anisotropic magnetic permeability // IEEE Transactions Power Apparatus and Systems. 1980. № PAS-99 (3). С. 1280-1297. DOI: 10.1109/TPAS.1980.319760
- [19] Hihat N, Lecointe J. P., Duchesne S., Napieralska E., Begrand T. Experimental method for characterizing electrical steel sheets in the normal direction // Sensors. 2010. № 10. С. 9053-9064. DOI: 10.3390/s 101009053
- [20] Hihat N., Komeza K., Juszczak E.N., Lecointe J.P. Experimental and numerical characterization of magnetically anisotropic laminations in the direction normal to their surface // IEEE Transactions on Magnetics. 2011. № 47 (11). С. 4517-4522. DOI: 10.1109/TMAG.2011.2158845
- [21] Hihat N., Lecointe J.P., Ninet O., Duchesne S., Napieralska E., Wiak S. Normal permeability of grain non-oriented, grain oriented and amorphous electrical steel sheets // International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics. 2014. № 46 (2). С. 349-354. DOI: 10.3233/JAE-141944
- [22] Booth T., Pfutzner H. Characteristics of transformer core materials for flux normal to the sheet plane // Journal of Magnetism and Magnetic Materials. 1994. № 133 (1-3). С. 183-186. DOI: 10.1016/0304-8853(94)90520-7
- [23] Yagisawa T., Takekoshi Y., Wada S. Magnetic properties of laminated steel sheets for normal fluxes // Journal of Magnetism and Magnetic Materials. 1982. № 26 (1-3). С. 340-342. DOI: 10.1016/0304-8853(82)90189-5
- [24] De Rochebrune A., Dedulle J.M., Sabonnadiere J.C. A technique of homogenization applied to the modeling of transformers // IEEE Transactions on Magnetics. 1990. № 26 (2). С. 520-523. DOI: 10.1109/20.106368
- [25] Зайкова В.А., Старцева. И.Е., Филиппов Б.Н. Доменная структура и магнитные свойства электротехнических сталей. М.: Наука, 1992. – 272 с.
- [26] Калинин Е.В. Магнитное поле в анизотропном шихтованном сердечнике. Рекомендации к определению степени магнитной анизотропии холоднокатаных электротехнических сталей // Труды НГТУ им. П.Е.Алексеева. 2018. № 2 (121). С. 96-105.
- [27] Moses A., Anderson P., Jenkins K., Stanbury H. Electrical Steels – Volume 1: Fundamentals and basic concepts. London: The Institution of Engineering and Technology, 2019. – 533 p.
- [28] Калинин Е.В. Моделирование потерь в шихтованных сердечниках силовых трансформаторов // Интеллектуальная электротехника. 2020. № 1 (9). С. 52-68. DOI: 10.46960/2658-6754_2020_1_52

- [29] Ламмеранер Й., Штафль М. Вихревые токи. М.-Л.: Энергия, 1967. – 208 с.
- [30] Brailsford F. Physical principles of magnetism. London: D. Van Nostrand Company LTD, 1966. – 274 p.
- [31] Поливанов К.М. Теория электромагнитного поля. М.: Энергия, 1975. – 207 с.

References

- [1] A. Moses, P. Anderson, K. Jenkins and H. Stanbury, *Electrical Steels – Volume 2: Performance and Applications*. London: Institution of Engineering and Technology, 2019. DOI: 10.1049/PBPO157G
- [2] J. Turowski and M. Turowski, *Engineering electrodynamics. Electric Machine, Transformer, and Power Equipment Design*. London-New York: CRC Press, Taylor & Francis Group Boca Raton, 2014. DOI: 10.1201/b16373
- [3] L.B. Kazadzhan, *Magnitnye svoystva elektrotekhnicheskikh stalej i spлавov [Magnetic properties of electrical steels and alloys]*. Moscow: Science and technology, 2000 (in Russian).
- [4] A.G. Stoletov, *Issledovaniya o funkcii namagnichivaniya myagkogo zheleza [Research on the magnetization function of soft iron]*. Moscow: Moscow. University, 1872 (in Russian).
- [5] G. Reinbot, *Magnitnye materialy i ih primeneniye [Magnetic materials and their application]*. Leningrad: Energy, 1974 (in Russian).
- [6] H. Pftzner, “Performance of new materials in transformer cores”, *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 112, p. 399-405, 1992.
- [7] W. Wang, A. Nysveen and N. Magnusson, “Eddy current loss in grain-oriented steel laminations due to normal leakage flux”, *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 5, no. 6, pp.1-4, Mar. 2021. DOI: 10.1109/TMAG.2021.3069727
- [8] W. Wang, A. Nysveen and N. Magnusson, “The influence of multidirectional leakage flux on transformer core losses”, *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 539, pp.1-8, Dec. 2021. DOI: 10.1016/j.jmmm.2021.168370
- [9] Y. Kawase, T. Yamaguchi and Y. Onogi, “Eddy current analysis of three-phase transformer using 3-D parallel finite element method”, in proc. *2016 XXII Int. Conf. on Electrical Machines (ICEM)*, Sept. 04-07, 2016, Lausanne, Switzerland, pp. 2828-2832. DOI: 10.1109/ICELMACH.2016.7732923
- [10] T. Yamaguchi, Y. Kawase and S. Ishimura, “Influence of magnetic property of electrical steel sheets of transformer on eddy current loss”, *Journal of the Japan Society of Applied Electromagnetics and Mechanics*, vol. 27, no. 1, pp. 67-72, 2019. DOI: 10.14243/jsaem.27.67
- [11] Y. Kalinin, A. Chivenkov, Y. Vagapov and A. Anuchin, “Determining specific power loss in joint area of laminated magnetic core”, in proc. *2021 28th International Workshop on Electric Drives: Improving Reliability of Electric Drives (IWED)*, Jan. 27-29, 2021, Moscow, Russia, pp. 1-6. DOI: 10.1109/IWED52055.2021.9376379
- [12] Y. Kalinin, A. Chivenkov, Y. Vagapov and A. Anuchin, “Analysis and experiential verification of power loss in joint area of laminated transformer core”, in proc. *2021 56th International Universities Engineering Conference (UPEC)*, Aug. 31-Sep. 03, 2021, Middlesbrough, UK, pp.1-6. DOI: 10.1109/UPEC50034.2021.9548245

- [13] E.V. Kalinin and A.I. Chivenkov, "Sharp surface effect in joints of laminated cores of power transformers", *Smart electrical engineering*, no. 4, pp. 52-67, 2019. DOI: 10.46960/2658-6754_2019_4_52
- [14] S. Tumasky, *Handbook of magnetic measurements*. London-New York: CRC Press, Taylor & Francis Group Boca Raton, 2011. DOI: 10.1201/b10979
- [15] V.C. Silva, G. Meunier and A. Foggia, "A 3-D finite-element computation of eddy currents and losses in laminated iron cores allowing for electrical and magnetic anisotropy", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 31, no. 3, pp. 2139-2141, May 1995. DOI: 10.1109/20.376469
- [16] J. Wang, H. Lin, Y. Huang and X. Sun, "A new formulation of anisotropic equivalent conductivity in laminations", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 47, no. 5, pp. 1378-1381, Apr. 2011. DOI: 10.1109/TMAG.2010.2081352
- [17] L. Millian Mirabel, O. Messal, A. Benabou, Y. Le Menach, L. Chevallier, J. Korecki, J-Y. Roder and J-P. Duchoux, "Iron loss modeling of grain oriented electrical steels in FEM simulation environment", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 28, no. 2, pp. 1-5, Jul. 2021. DOI: 10.1109/TMAG.2021.3097586
- [18] M.L. Barton, "Loss calculation in laminated steel utilizing anisotropic magnetic permeability", *IEEE Transactions Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-99, no. 3, pp. 1280-1287, Apr 1980. DOI: 10.1109/TPAS.1980.319760
- [19] N. Hihat, J.P. Lecointe, S. Duchesne, E. Napieralska and T. Begrand, "Experimental method for characterizing electrical steel sheets in the normal direction", *Sensors*, vol. 10, pp. 9053-9064, Oct. 2010. DOI: 10.3390/s 101009053
- [20] N. Hihat, K. Komezsa, E.N. Juszczak and J.P. Lecointe, "Experimental and numerical characterization of magnetically anisotropic laminations in the direction normal to their surface", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 47, no. 11, pp. 4517-4522, Nov. 2011. DOI: 10.1109/TMAG.2011.2158845
- [21] N. Hihat, J.P. Lecointe, O. Ninet, S. Duchesne, E. Napieralska and S. Wiak, "Normal permeability of grain non-oriented, grain oriented and amorphous electrical steel sheets", *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*, vol. 46, no. 2, pp. 349-354, Jul. 2014. DOI: 10.3233/JAE-141944
- [22] T. Booth and H. Pfitzner, "Characteristics of transformer core materials for flux normal to the sheet plane", *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 133, no. 1-3, pp. 183-186, 1994. DOI: 10.1016/0304-8853(94)90520-7
- [23] T. Yagisawa, Y. Takekoshi and S. Wada, "Magnetic properties of laminated steel sheets for normal fluxes", *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 26, no. 1-3, pp. 340-342, 1982. DOI: 10.1016/0304-8853(82)90189-5
- [24] A. De Rochebrune, J.M. Dedulle and J.C. Sabonnadiere, "A technique of homogenization applied to the modeling of transformers", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 26, no. 2, pp. 520-523, Mar. 1990. DOI: 10.1109/20.106368
- [25] V.A. Zaikova, I.E. Startseva and B.N. Filippov, *The domain structure and magnetic properties of electrotechnical steels*. Moscow: Nauka, 1992.
- [26] E.V. Kalinin, "Magnitnoe pole v anizotropnom shihtovannom serdechnike. Rekomendacii k opredeleniyu stepeni magnitnoj anizotropii holodnokatanyh elektrotekhnicheskikh stalej [Magnetic field in an anisotropic laminated core. Recommendations for determining the degree of magnetic anisotropy of cold-rolled electrical steel]. Moscow: Nauka, 1992.

- mendations for determining the degree of magnetic anisotropy of cold-rolled electrical steels]”, *Proceedings of NSTU n.a. R.E. Alekseeva*, vol. 2, no. 121, pp. 96-105, 2018 (in Russian).
- [27] A. Moses, P. Anderson, K. Jenkins and H. Stanbury, *Electrical Steels-Volume 1: Fundamentals and basic concepts*. London: The Institution of Engineering and Technology, 2019.
- [28] E.V. Kalinin, “Model of losses in laminated cores of power transformers”, *Smart electrical engineering*, vol. 1, no. 9, pp. 52-68, 2020. DOI: 10.46960/2658-6754_2020_1_52
- [29] J. Lammeraner and M. StafI, *Vihrevye toki [Eddy currents]*. Moscow-Leningrad: Energy, 1967 (in Russian).
- [30] F. Brailsford, *Physical principles of magnetism*. London: D. Van Nostrand Company LTD, 1966.
- [31] K.M. Polivanov, *Teoriya elektromagnitnogo polya [Electromagnetic field theory]*. Moscow: Energy, 1975 (in Russian).

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРАХ INFORMATION ABOUT THE AUTHORS

Калинин Евгений Владимирович, ведущий инженер Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева, г. Нижний Новгород, Российская Федерация.

Evgeny V. Kalinin, lead engineer of the Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev, Nizhny Novgorod, Russian Federation.

Чивенков Александр Иванович, доктор технических наук, профессор Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексеева, г. Нижний Новгород, Российская Федерация.

Alexander I. Chivenkov, D. Sci. (Eng.), professor of the Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev, Nizhny Novgorod, Russian Federation.

УДК 621.316.86:621.316.933

EDN: SFMPKX

РАСЧЕТ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ НА ВАРИСТОРЫ ПРИ ПРОВЕРКЕ ИХ ПРОПУСКНОЙ СПОСОБНОСТИ

Е.А. Гусаченко

ORCID: 0009-0005-0151-2969 e-mail: eagusachenko@vei.ru

Всероссийский электротехнический институт –
филиал ФГУП «РФЯЦ-ВНИИТФ им. акад. Е.И. Забабахина»
Москва, Россия

При проверке пропускной способности некоторых типов оксидно-цинковых варисторов и устройств защиты от перенапряжений (УЗИП) на их основе используются импульсы тока с заданными значениями амплитуды и длительности, получаемые при разряде заряженной конденсаторной батареи на варистор или УЗИП и последовательно включенный резистор. Ввиду отсутствия аналитических выражений для расчетов переходных процессов в цепях с нелинейными элементами, на основе метода последовательных интервалов для данного частного случая и при наличии динамической вольтамперной характеристики варистора разработан алгоритм численного расчета кривых изменения разрядного тока и поглощаемой варистором энергии. С его помощью, в отличие от известного способа расчета с использованием схемы замещения варистора резистором и источником ЭДС, выявлена существенная разница в абсолютной величине и интенсивности энергетического воздействия импульсов тока на варистор в зависимости от емкости конденсаторных батарей испытательных установок. С целью установления единообразия в условиях испытаний варисторов на пропускную способность предложено в качестве технических требований в технических условиях (ТУ) на варисторы и УЗИП указывать минимальные значения заряда и/или энергии, которые должен соответственно пропустить через себя или поглотить варистор за время, равное длительности импульса разрядного тока. Предлагаемая методика расчета может быть использована для предварительной оценки ожидаемых значений пропускаемого варистором заряда и/или поглощаемой им энергии при выборе параметров конденсаторной батареи и последовательно включенного резистора испытательной установки, необходимых для выполнения требований ТУ.

Ключевые слова: варистор, вольтамперная характеристика, метод последовательных интервалов, оксидно-цинковый варистор, импульс разрядного тока конденсатора, электрический заряд, энергетическое воздействие.

Для цитирования: Гусаченко Е.А. Расчет энергетических воздействий на варисторы при проверке их пропускной способности // Интеллектуальная электротехника. 2024. № 2. С. 105-123. EDN: SFMPKX

CALCULATION OF ENERGY IMPACTS ON VARISTORS WHEN TESTING THEIR THROUGHPUT

Е.А. Gusachenko

ORCID: 0009-0005-0151-2969 e-mail: eagusachenko@vei.ru

All-Russian Electrotechnical Institute – Branch of RFNC – VNIITF
Moscow, Russia

Abstract. Current pulses with given amplitude and long-term values are used for checking the throughput of some types of oxide-zinc varistors and surge protection devices (SPD) based on them. These current pulses are obtained when the charged capacitor bank is discharged on the varistor or SPD and the series resistor. There are no analytical expressions for calculating transient processes in circuits with nonlinear elements, so an algorithm for numerically calculating discharge current curves and energy absorbed by the varistor has been developed based on the method of consecutive intervals for this particular case and in the presence of a varistor dynamic V/I characteristic. A significant difference in the absolute value and intensity of the energy effect of current pulses on the varistor depending on the capacitance of the capacitor bank of the test installations was revealed using proposed algorithm, in contrast to the known calculation method using the varistor equivalent circuit with a resistor and a source of electromotive power. In order to establish uniformity in the conditions of testing throughput of varistors, it is proposed to show the minimum values of charge and/or energy that the varistor should pass through or absorb in a time equal to the duration of the discharge current pulse as technical requirements in the technical specifications for varistors and SPD. The proposed calculation method can be used for preliminary estimation of expected values of charge and/or energy absorbed by varistor in selection parameters of capacitor bank and series connected resistor required for fulfillment of requirements of technical specifications.

Key words: capacitor discharge current pulse, electrical charge, energy impact, method of successive intervals, oxide-zinc varistor, varistor, V/I characteristic.

For citation: E.A. Gusachenko, “Calculation of energy impacts on varistors when testing their throughput”, *Smart Electrical Engineering*, no. 2, pp. 105-123, 2024, EDN: SFMPKX

I. Введение

При контрольных испытаниях на пропускную способность некоторых типов оксидно-цинковых варисторов и устройств защиты от перенапряжений (УЗИП) на их основе, согласно техническим условиям (ТУ), требуется, чтобы указанные изделия выдерживали без ухудшения своих характеристик несколько десятков импульсов тока экспоненциальной формы с заданными значениями амплитуды I_0 и длительности T_n . За длительность импульса принимают промежуток времени, в течение которого происходит снижение тока до $0,1 \cdot I_0$.

Под импульсами тока экспоненциальной формы, как правило, понимают импульсы, у которых почти вертикальный фронт (т.е. пренебрегают собственной индуктивностью испытательной схемы), а ток после практически моментального достижения своего максимального значения спадает по кривой, близкой к экспоненте (при этом никаких критериев для оценки этой близости не устанавливается).

Необходимые импульсы тока получают от батареи конденсаторов с той или иной емкостью C , заряжаемой до постоянного напряжения U_0 , значение которого зависит от требуемого значения I_0 и должно находиться в пределах допустимого рабочего напряжения конденсаторов. Батарею разряжают на испытуемое УЗИП (часто это залитый герметизирующим веществом варистор с электродами – выводами) или отдельный варистор, последовательно с которыми, как правило, включают еще и резистор с сопротивлением r для получения требуемого времени спада $t_c = T_{\text{и}}$ импульса разрядного тока.

Визуальный осмотр после демонтажа некоторых УЗИП, не выдержавших данное испытание, позволяет предположить, что их варисторы подвергались значительным энергетическим воздействиям.

Целью настоящей статьи является:

– разработка упрощенной методики расчета зависимостей от времени тока разряда конденсатора на варистор и последовательно с ним включенный резистор, а также поглощаемой варистором энергии;

– выявление влияния параметров элементов разрядной цепи на характер энергетического воздействия при испытаниях варисторов и УЗИП на пропускную способность;

– формулирование предложений по внесению изменений в ТУ на варисторы и УЗИП.

С методологической точки зрения целесообразно начать с разряда конденсатора на резистор с линейной вольтамперной характеристикой (ВАХ), но, в отличие от [1], сначала получить аналитические выражения для тока разряда конденсатора, его заряда и энергии, выделившейся в резисторе, которые затем можно использовать при рассмотрении разряда конденсатора на варистор.

II. Разряд конденсатора на резистор

Поскольку ток в цепи определяется скоростью изменения (уменьшения) заряда $q(t)$ конденсатора и напряжения $u_C(t)$, равного напряжению $u_R(t) = R \cdot i(t)$ на резисторе с сопротивлением R , то выражение, связывающее значение тока с его производной, будет иметь следующий вид:

$$i(t) = -dq/dt = -C \cdot du_C/dt = -C \cdot du_R/dt = -R \cdot C \cdot di/dt \quad (1)$$

Преобразуя (1), получаем линейное дифференциальное уравнение первого порядка без правой части относительно тока в цепи, решение которого показывает, что ток $i(t)$ в цепи разряда снижается по экспоненциальному закону:

$$i(t) = I_0 \cdot \exp(-t/\tau), \quad (2)$$

где $I_0 = i(0)$ – ток в начальный момент времени (при $t=0$); $\tau = R \cdot C$ – постоянная времени цепи разряда конденсатора с емкостью C на резистор с сопротивлением R .

Так как к моменту времени $t = t_c = T_n$ ток в разрядной цепи снизится до $i(t_c) = I_0 \cdot \exp(-T_n/\tau) = 0,1 \cdot I_0$, постоянная времени будет однозначно определяться длительностью импульса T_n :

$$\tau = \frac{T_n}{\ln 10} = \frac{T_n}{2,3}. \quad (3)$$

Аналитическое выражение для заряда $q(t)$, прошедшего через резистор за время от 0 до t , получается интегрированием (2):

$$Q_R(t) = \int_0^t i(t) dt = I_0 \cdot \int_0^t \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) dt = -\tau \cdot I_0 \cdot \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \Big|_0^t = Q_0 \cdot \left(1 - \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right)\right),$$

где $Q_0 = \tau \cdot I_0 = C \cdot (R \cdot I_0) = C \cdot U_0$ – начальное значение заряда конденсатора.

При полном разряде конденсатора ($t \rightarrow \infty$) через резистор, очевидно, пройдет заряд, равный начальному заряду конденсатора:

$$Q_R(\infty) = Q_0 = \tau \cdot I_0. \quad (4)$$

Выражение (4) позволяет определить постоянную времени цепи τ как промежуток времени, в течение которого произошел бы полный разряд конденсатора, если бы ток разряда не снижался, а оставался равным своему начальному значению.

Аналитическое выражение для энергии $w_R(t)$, выделившейся из конденсатора и рассеянной резистором за время разряда от 0 до t , может быть получено по закону Джоуля-Ленца:

$$w_R(t) = \int_0^t i^2 \cdot R dt = -\left(\frac{\tau}{2}\right) \cdot R \cdot I_0^2 \cdot \exp\left(-\frac{2t}{\tau}\right) \Big|_0^t = -\left(\frac{C \cdot U_0^2}{2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{2t}{\tau}\right) \Big|_0^t = \\ = W_C(0) \cdot \left(1 - \exp\left(-\frac{2t}{\tau}\right)\right),$$

где $W_C(0) = C \cdot (U_0)^2 / 2 = Q_0 \cdot U_0 / 2$ – начальное значение энергии электрического поля конденсатора.

При полном разряде конденсатора ($t \rightarrow \infty$) рассеянная резистором энергия, очевидно, будет равна начальному значению энергии конденсатора и может быть выражена в следующем виде:

$$W_R(\infty) = W_C(0) = \frac{C \cdot (U_0)^2}{2} = \frac{C \cdot (R \cdot I_0)^2}{2} = \frac{\tau \cdot (U_0 \cdot I_0)}{2} = \tau \cdot S_R, \quad (5)$$

где $S_R = (U_0 \cdot I_0) / 2$ – площадь прямоугольного треугольника между вольтамперной характеристикой резистора, представленной прямой линией $u_R(t) = R \cdot i(t)$, и отрезком оси абсцисс от $i = 0$ до точки со значением $i = I_0$ на рис. 1 для частного случая резистора с сопротивлением $R = 1,09$ Ом.

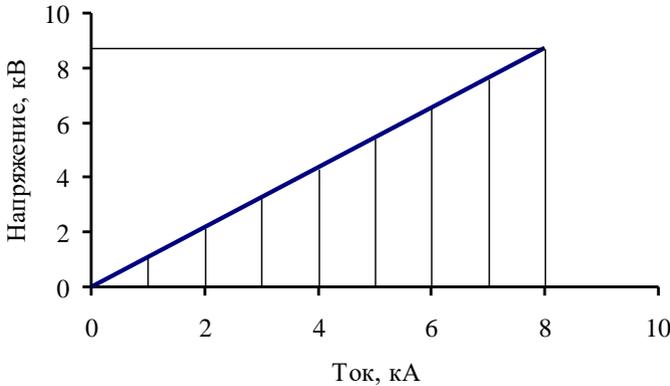


Рис. 1. Вольтамперная характеристика резистора $u_R(t) = R \cdot i(t)$ (сопротивление $R = 1,09$ Ом)

Fig. 1. The V/I characteristic of resistor $u_R(t) = R \cdot i(t)$ (resistance $R = 1.09$ Ohm)

На рис. 2 представлена кривая 1 изменения тока разряда конденсатора с емкостью $C = 100$ мкФ на резистор с сопротивлением R , которое позволяет получить заданную длительность импульса тока, например, $T_i = 250$ мкс.

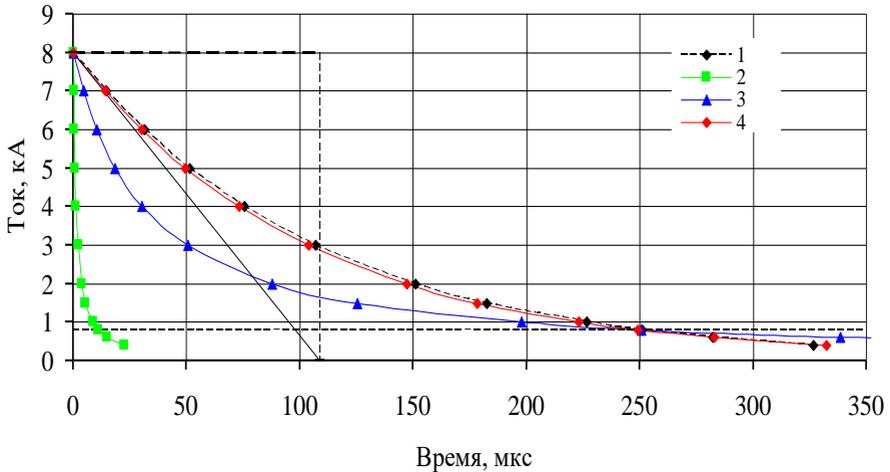


Рис. 2. Кривые тока $i(t)$ разряда конденсатора с емкостью:

- 1 – $C = 100$ мкФ на резистор с сопротивлением $R = 1,09$ Ом;
 2 – $C = 100$ мкФ на варистор; 3 – $C = 2270$ мкФ на варистор;
 4 – $C = 100$ мкФ на варистор и резистор с сопротивлением $R = 1,04$ Ом

Fig. 2. The discharging current curves $i(t)$ of a capacitor with the capacitance:

- 1 – $C = 100$ μ F on the resistor $R = 1.09$ Ohm;
 2 – $C = 100$ μ F on the varistor; 3 – $C = 2270$ μ F on the varistor;
 4 – $C = 100$ μ F on the varistor and the resistor $R = 1.04$ Ohm

Так как по (5) постоянная времени в такой цепи $\tau = 250 / 2,3 = 109$ мкс, то сопротивление резистора $R = 1,09$ Ом. Для получения максимального значения тока разряда $I_0 = 8$ кА конденсатор должен быть заряжен до напряжения $U_0 = 8 \cdot 1,09 = 8,72$ кВ.

При полном разряде конденсатора ($t \rightarrow \infty$) через резистор пройдет электрический заряд $Q_R = Q_0 = C \cdot U_0 = \tau \cdot I_0 \approx 0,87$ Кл. На рис. 2 заряд Q_R представлен площадью прямоугольника или равной ей удвоенной площадью прямоугольного треугольника, образованного катетами, равными τ и I_0 . Его гипотенуза будет касательной к кривой 1 при $t = 0$.

Учитывая необходимость симметрии в составе выражений $W_R(\infty)$ и $W_r(\infty)$ для энергии, рассеиваемых в резисторах с сопротивлениями R и r соответственно и в сумме равных начальной энергии $W_C(0)$ электрического поля конденсатора, для расчета энергии, выделившейся в резисторе с сопротивлением R , получаем выражение, аналогичное (5):

$$\begin{aligned}
 W_R(\infty) &= W_C(0) - W_r(\infty) = C \cdot \frac{((R+r) \cdot I_0)^2}{2} - W_r(\infty) = \\
 &= \frac{C \cdot R^2 \cdot I_0^2}{2} + C \cdot r \cdot R \cdot I_0^2 + \frac{C \cdot r^2 \cdot I_0^2}{2} - \frac{C \cdot r \cdot R \cdot I_0^2}{2} - \frac{C \cdot r^2 \cdot I_0^2}{2} = \\
 &= \frac{C \cdot R^2 \cdot I_0^2}{2} + \frac{C \cdot r \cdot R \cdot I_0^2}{2} = \frac{C \cdot (R+r) \cdot R \cdot I_0^2}{2} = \tau_{\Sigma} \cdot S_R,
 \end{aligned} \tag{6}$$

где $\tau_{\Sigma} = C \cdot (R+r) = \frac{T_H}{2,3}$ – постоянная времени разряда конденсатора на последовательно включенные резисторы с сопротивлениями R и r , значение которой определяется задаваемым значением T_H ; $S_R = \frac{R \cdot I_0^2}{2} = \frac{U_0 \cdot I_0}{2}$ – площадь того же прямоугольного треугольника, образованного линией ВАХ резистора $u_R(t) = R \cdot i(t)$ с сопротивлением R и отрезком оси абсцисс от $i = 0$ до точки со значением $i = I_0$ на рис. 1.

III. Разряд конденсатора на варистор

При разряде конденсатора на варистор, имеющий нелинейную ВАХ, изменение тока $i(t)$ через варистор происходит уже не по экспоненте и не может быть представлено в виде, аналогичном (2).

Для построения кривой зависимости $i(t)$ предлагается применить один из указанных в [2] графоаналитических методов расчета переходных процессов в нелинейных цепях, а именно – метод последовательных интервалов, причем для рассматриваемого случая разряда конденсатора на варистор интегро-дифференциальное уравнение, описывающее переходный процесс изменения (уменьшения) *заряда* конденсатора, предлагается заменить алгебраическим уравнением, в котором содержатся приращения (отрицательные по знаку) тока и напряжения на элементах цепи в пределах *выбранных* интервалов *по току*, а интегрирование заменить суммированием площадей под кривой тока в пределах интервалов по времени, соответствующих выбранным интервалам по току.

Аналогично (1) при разряде конденсатора на варистор ток в цепи будет определяться изменением напряжения на варисторе u_B , равного напряжению на конденсаторе u_C :

$$i(t) = -\frac{dq}{dt} = -C \cdot \frac{du_C}{dt} = -C \cdot \frac{du_B}{dt}. \tag{7}$$

Выразив (7) через дискретные приращения и заменив интегрирование неизвестной функции $i(t)$ на n -ом промежутке времени от t до $t + \Delta t$

произведением $i_{cp}(\Delta t)_n \cdot (\Delta t)_n$, можно найти изменение заряда конденсатора за тот же промежуток времени:

$$(\Delta q)_n = - \int_t^{t+\Delta t} i(t) dt \approx i_{cp}(\Delta t)_n \cdot (\Delta t)_n = C \cdot \Delta u_B, \quad (8)$$

где $i_{cp}(\Delta t)_n = (i_{n-1} + i_n)/2$ – среднее значение тока на n -ом промежутке времени $(\Delta t)_n$, соответствующем выбранному n -ому интервалу изменения тока от i_{n-1} до i_n (здесь i_{n-1} – значение тока в начале, а i_n – значение тока в конце n -го интервала); $\Delta u_B = u_B(i_{n-1}) - u_B(i_n)$ – определяемое по ВАХ варистора изменение напряжения на варисторе при изменении тока в интервале от i_{n-1} до i_n ; $n = 1, 2, 3, \dots, 11$ – индексы обозначений выбранных интервалов разрядного тока в диапазоне его снижения от I_0 до $0,05 \cdot I_0$ (за окончание импульса тока принимаем момент его снижения до 5 % от максимального значения).

Из (8) можно найти значения каждого n -го промежутка времени:

$$(\Delta t)_n = 2C \cdot \frac{u_B(i_{n-1}) - u_B(i_n)}{i_{n-1} + i_n}. \quad (9)$$

Последовательно задавая значения тока на границах интервалов и суммируя вычисленные по (9) значения промежутков времени, можно построить кривую изменения тока разряда $i(t)$. Необходимые расчеты удобно вести в табличной форме.

Согласно [3], зависимость напряжения на нелинейном элементе от тока в нем может быть представлена графически в виде *динамической* (зависимость *мгновенных* значений напряжения на варисторе от *мгновенных* значений тока в нем в одни и те же моменты времени) или *статической* (зависимость *максимальных* («остаточных» согласно [4], но «остающихся» согласно [5]) значений напряжения на варисторе от соответствующих *максимальных* значений проходящих через него импульсов тока) ВАХ. Необходимая для реализации предлагаемой методики *динамическая* ВАХ $u_B(i)$ конкретного типа варистора может быть получена экспериментально или путем использования имеющейся статической ВАХ варисторов того же типоразмера, полученной усреднением экспериментальных *статических* ВАХ $U_m(I_m)$, если допустить, что в используемом диапазоне токов зависимость $u_B(i)$ еще тождественна зависимости $U_m(I_m)$. При этом следует иметь в виду, что при больших плотностях тока динамическая ВАХ варистора может не совпадать с его статической ВАХ и даже иметь петлевой характер [6]. При этом максимум напряжения на варисторе несколько опережает максимум тока, а напряжение на спаде импульса будет несколько ниже, чем

напряжение на его фронте при одном и том же значении тока. Данный случай предполагается рассмотреть при дальнейших теоретических и экспериментальных исследованиях. Согласно [6, 7], возможна аппроксимация статической ВАХ варистора степенной функцией $U_m(I_m) = A \cdot (I_m)^\alpha$ с конкретными значениями постоянной A , зависящей от материала и геометрических размеров варистора, и коэффициента нелинейности α материала варистора (как правило, на пологих участках ВАХ варисторов $\alpha \leq 0,1$). Такая аппроксимация может быть использована при составлении программы компьютерных расчетов по предлагаемой методике.

На рис. 3 приведена стилизованная статическая ВАХ некоторого типоразмера оксидно-цинковых варисторов, для удобства расчетов на пологом (выше «перегиба») проводящем участке аппроксимированная степенной функцией:

$$U_m(I_m) = u_B(i) = 1,38 \cdot i^{0,07}, \quad (10)$$

где i – мгновенное значение тока варистора в кА; u_B – мгновенное значение напряжения на варисторе в кВ.

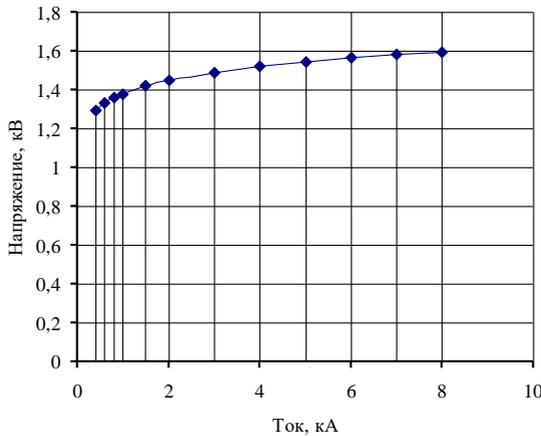


Рис. 3. Вольтамперная характеристика варистора: $u_B(i) = 1,38i^{0,07}$

Fig. 3. The V/I characteristic of varistor: $u_B(i) = 1,38i^{0,07}$

С учетом того, что ВАХ реального оксидно-цинкового варистора симметрична относительно начала координат, коэффициент нелинейности должен выражаться не десятичной, а простой дробью, т.е. $\alpha = k / l$, где k и l – целые положительные взаимно простые нечетные числа согласно [8], но для удобства проведения расчетов можно принять, например, что $\alpha = 7/99 \approx 0,07$.

На рис. 2 представлена кривая 2 тока $i(t)$ разряда конденсатора с емкостью $C = 100$ мкФ, заряженного, исходя из статической ВАХ варистора, для получения амплитуды тока $I_0 = 8$ кА до напряжения $U_0 = U_m(I_0) = 1,6$ кВ. Время, которое потребуется для снижения тока разряда до $i(t_c) = 0,1 \cdot I_0 = 0,8$ кА, составит всего 11 мкс, поэтому для того, чтобы при той же амплитуде импульса разрядного тока увеличить время разряда конденсатора на варистор до нормированного значения, например, $T_n = 250$ мкс, нужно будет, исходя из (9), пропорционально увеличить его емкость до $C = 100 \cdot (250/11) \approx 2270$ мкФ, для чего потребуется, видимо, целая батарея конденсаторов.

Кривая 3 на рис. 2 представляет изменение тока $i(t)$ разряда на варистор такой конденсаторной батареи. К моменту снижения тока разряда до 0,4 кА ($t \approx 0,5$ мс) напряжение на батарее, равное напряжению на варисторе, снизится согласно (10) до 1,3 кВ. На обкладках конденсаторов при этом останется заряд $Q = 2270 \cdot 10^{-6} \cdot 1,3 \cdot 10^3 = 2,95$ Кл, а суммарная энергия их электрических полей снизится до $W_C = 2,95 \cdot 1,3 \cdot 10^3 = 1,92$ кДж.

Соответственно, к этому времени через варистор пройдет заряд, равный 0,68 Кл, а энергия, которая выделится в варисторе (рис. 4, кривая 1), составит приблизительно 1,0 кДж, т.е. всего лишь треть от начальной энергии продолжающей разряжаться конденсаторной батареи.

Если, согласно [9], варистор заменить резистором с эквивалентным сопротивлением $R_{\text{экв}}$, удовлетворяющему условию (3), т.е. $R_{\text{экв}} = (250 \cdot 10^{-6}/2,3) / (2270 \cdot 10^{-6}) \approx 0,048$ Ом, и последовательно с ним включенным источником напряжения с ЭДС $E = U_0 - I_0 \cdot R_{\text{экв}} = 1,6 - 8 \cdot 0,048 = 1,22$ кВ, направленной навстречу току, то ток разряда в такой схеме замещения будет изменяться по экспоненте с постоянной времени $\tau_3 = R_{\text{экв}} \cdot C = 0,048 \cdot 2270 \cdot 10^{-6} \approx 109$ мкс.

При разряде конденсатора, заряженного до напряжения $U_C(0) = E + I_0 \cdot R_{\text{экв}}$, когда ток спадет до нуля, напряжение на конденсаторе снизится до значения $U_C(\infty) = E$, рассеянная варистором энергия может быть выражена в следующем виде:

$$\begin{aligned} W_B(\infty) &= W_C(0) - W_C(\infty) = C \cdot \frac{U_C(0)^2}{2} - C \cdot \frac{E^2}{2} = C \cdot \frac{(E + I_0 \cdot R_{\text{экв}})^2}{2} - C \cdot \frac{E^2}{2} = \\ &= C \cdot E \cdot I_0 \cdot R_{\text{экв}} + C \cdot \frac{I_0^2 \cdot R_{\text{экв}}^2}{2} = \tau_3 \cdot \left(E \cdot I_0 + \frac{I_0^2 \cdot R_{\text{экв}}}{2} \right) = \tau_3 \cdot S_3 \end{aligned} \quad (11)$$

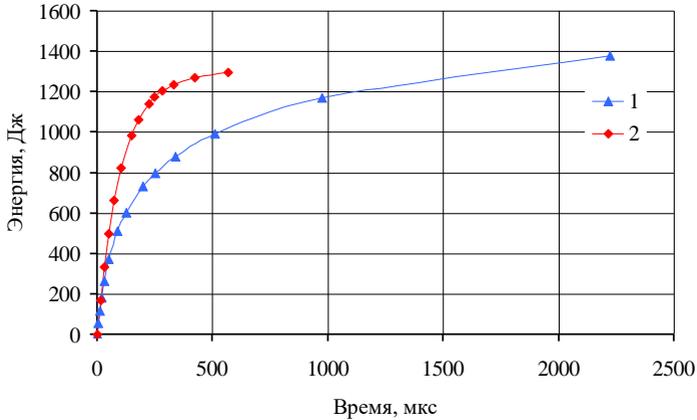


Рис. 4. Кривые изменения поглощаемой варистором энергии $w_B(t)$:
 1 – разряд конденсатора с емкостью $C = 2270$ мкФ на варистор;
 2 – разряд конденсатора с емкостью $C = 100$ мкФ на варистор и резистор с сопротивлением $r = 1,04$ Ом

Fig. 4. The curves of the energy $w_B(t)$ absorbed by the varistor:
 1 – discharging a capacitor $C = 2270$ μF on varistor;
 2 – discharging a capacitor $C = 100$ μF on varistor and resistor $r = 1.04$ Ohm

где $\tau_3 = R_{\text{экв}} \cdot C = T / 2,3$ – постоянная времени разряда конденсатора на варистор, значение которой определяется задаваемым значением T_i ; $S_3 = E \cdot I_0 + R_{\text{экв}} \cdot I_0^2 / 2$ – площадь между линией ВАХ эквивалентной схемы замещения варистора $u_B(i) = E + i \cdot R_{\text{экв}}$ и отрезком оси абсцисс от $i = 0$ до точки со значением $i = I_0$ на рис. 5.

Если в (11) подставить значения входящих в него параметров, получится значение (около 1,23 кДж) энергии, поглощенной варистором при такой схеме замещения, завышенное на 24 % по сравнению с полученным по предлагаемой методике значением (почти 1,0 кДж) энергии, рассеиваемой варистором, в основном из-за увеличения прошедшего через резистор с сопротивлением $R_{\text{экв}}$ заряда с $Q_R = 0,68$ Кл до $Q_R = \tau_3 \cdot I_0 = 109 \cdot 10^{-6} \cdot 8 \cdot 10^{-3} \approx 0,87$ Кл при изменении тока по экспоненте.

IV. Разряд конденсатора на варистор и резистор

Если имеется возможность применить в испытательной установке конденсатор с более высоким номинальным рабочим напряжением, увеличение времени спада тока разряда конденсатора для получения требуемого значения $t_c = T_i$ при той же его емкости можно достичь путем включения последовательно с варистором резистора с соответствующим значением сопротивления r .

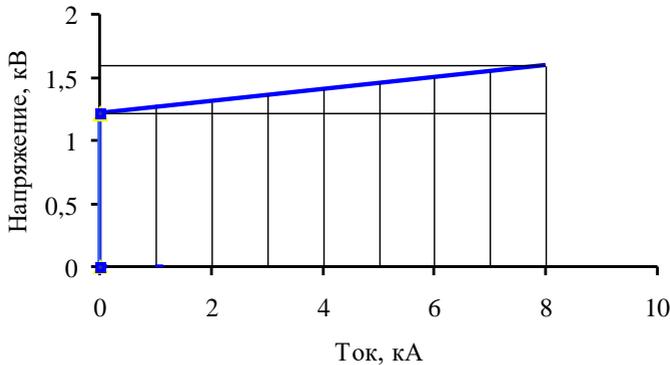


Рис. 5. Вольтамперная характеристика схемы замещения варистора
 $u_B(i) = E + I \cdot R_{\text{экв}}$ ($E = 1,22$ кВ; $R_{\text{экв}} = 0,048$ Ом)

Fig. 5. The V/I characteristic of the varistor equivalent circuit
 $u_B(i) = E + I \cdot R_{\text{экв}}$ ($E = 1,22$ kV; $R_{\text{экв}} = 0,048$ Ohm)

При этом изменение разрядного тока в такой цепи будет определяться (7), но с дополнительным падением напряжения еще и на резисторе:

$$i(t) = -\frac{dq}{dt} = -C \cdot \frac{du_C}{dt} = -C \cdot \frac{du_{\Sigma}}{dt}, \quad (12)$$

где $u_{\Sigma}(t) = u_B(t) + u_R(t)$ – сумма падений напряжений на варисторе и резисторе.

Выразив (12) через дискретные приращения, можно аналогично (8) найти изменение заряда конденсатора за n -й промежуток времени $(\Delta t)_n$:

$$(\Delta q)_n = - \int_t^{t+\Delta t} i(t) dt \approx i_{cp}((\Delta t)_n) \cdot (\Delta t)_n = C \cdot (\Delta u_{\Sigma})_n, \quad (13)$$

где $i_{cp}(\Delta t)_n = (i_{n-1} + i_n) / 2$ – среднее значение тока на n -ом промежутке времени $(\Delta t)_n$, соответствующем n -му интервалу изменения тока от i_{n-1} до i_n ; $(\Delta u_{\Sigma})_n = (\Delta u_B)_n + (\Delta u_R)_n = (u_B(i_{n-1}) - u_B(i_n)) + r \cdot (i_{n-1} - i_n)$ – изменение суммы падений напряжения на варисторе и резисторе при изменении тока от i_{n-1} до i_n на границах n -го интервала; $n = 1, 2, 3, \dots, 11$ – обозначения выбранных интервалов разрядного тока в диапазоне его снижения от I_0 до $0,05 \cdot I_0$.

Из (13) можно определить величину n -го промежутка времени:

$$(\Delta t)_n = 2C \cdot \frac{(u_B(i_{n-1}) - u_B(i_n)) + r \cdot (i_{n-1} - i_n)}{i_{n-1} + i_n}. \quad (14)$$

Последовательно суммируя вычисленные по (14) значения промежуточных времени, можно построить кривую зависимости $i(t)$.

Теперь можно вернуться к расчету значения сопротивления r для того, чтобы кривая зависимости $i(t)$ проходила через точку с координатами: $t = t_c = T_n$ и $i(t_c) = 0,8$ кА. Из (14) видно, что снижение тока разряда в такой цепи с $I_0 = 8$ кА до $0,1 \cdot I_0 = 0,8$ кА произойдет за время, состоящее из двух слагаемых:

$$t_c = T_n = t_B + t_P, \quad (15)$$

где t_B – время снижения тока, рассчитываемого по (9), при разряде конденсатора только на варистор; t_P – время снижения тока, изменяющегося по экспоненте, при разряде этого же конденсатора только на резистор с сопротивлением r .

Если в (3) принять $T_n = t_P$, то с учетом (15) можно найти необходимое значение сопротивления r резистора:

$$r = \frac{t_P}{2,3 \cdot C} = \frac{T_n - t_B}{2,3 \cdot C}. \quad (16)$$

Осталось определиться с порядком расчета всей энергии, выделившейся в варисторе за время действия импульса тока. Поскольку в разрядной цепи теперь два приемника энергии (один – с нелинейной, а другой – с линейной ВАХ), придется по предлагаемой методике провести сначала расчет выделившейся в варисторе и резисторе энергии последовательно на каждом из выбранных интервалов по току, а затем полученные для варистора значения суммировать.

Для расчета энергии, выделившейся в варисторе Δw_B и в резисторе Δw_P на каждом интервале, примем во внимание, что их сумма должна быть равна разности значений энергии электрического поля конденсатора Δw_C на границах того же интервала.

Если изменение энергии конденсатора на границах n -го интервала:

$$(\Delta w_C)_n = (w_C)_{n-1} - (w_C)_n = C \cdot \frac{(u_{\Sigma}(i_{n-1}))^2 - (u_{\Sigma}(i_n))^2}{2},$$

а энергия, выделившаяся на интервале $(\Delta t)_n$ в резисторе, может быть определена по закону Джоуля-Ленца:

$$(\Delta w_P)_n = 0,25 \cdot (i_{n-1} + i_n)^2 \cdot r \cdot (\Delta t)_n,$$

то энергия, выделившаяся в варисторе на том же интервале, будет равна их разности:

$$(\Delta w_B)_n = (\Delta w_C)_n - (\Delta w_P)_n. \quad (17)$$

Далее, последовательно суммируя вычисленные по (17) значения, можно найти значения энергии $w_B(t)$, выделившейся в варисторе в процессе разряда конденсатора. Необходимые расчеты также удобно производить в форме таблицы.

На рис. 2 представлена кривая 4 тока $i(t)$ разряда конденсатора с емкостью $C = 100$ мкФ на варистор и последовательно с ним включенный резистор с сопротивлением r , значение которого, необходимое для увеличения длительности импульса разрядного тока с $t_c = 11$ мкс до $t_c = T_u = 250$ мкс, можно найти по (16):

$$r = \frac{T_u - t_B}{2,3 \cdot C} = \frac{(250 - 11) \cdot 10^{-6}}{2,3 \cdot 100 \cdot 10^{-6}} \approx 1,04 \text{ Ом.}$$

Для получения начального тока $I_0 = 8$ кА с учетом последовательно включенных в разрядную цепь статического сопротивления варистора при токе 8 кА, согласно его ВАХ на рис. 3 равно $R_{ст} = U_0 / I_0 = 1,6/8 = 0,2$ Ом, и резистора с сопротивлением $r = 1,04$ Ом конденсатор придется зарядить уже до напряжения $U_C(0) = 8 \cdot (0,2 + 1,04) = 9,92$ кВ. Соответственно, начальный заряд конденсатора составит почти 1,0 Кл, а начальная энергия его электрического поля достигнет 4,92 кДж.

К моменту снижения тока разряда до 0,4 кА ($t \approx 0,33$ мс) напряжение на варисторе снизится до тех же 1,3 кВ, а напряжение на конденсаторе – до 1,7 кВ. При этом заряд конденсатора снизится до 0,17 Кл, а энергия его электрического поля – приблизительно до 0,15 кДж (3 % от начальной энергии).

Соответственно, при таком почти полном разряде конденсатора через варистор пройдет электрический заряд, равный 0,83 Кл, а энергия, которая выделится в варисторе (рис. 4, кривая 2), составит 1,24 кДж, что вызовет его нагрев, как показывают расчеты с учетом теплоемкости варистора, на 31°C.

При подготовке к испытаниям актуальным становится также вопрос о необходимой термической устойчивости добавочного резистора с сопротивлением r . Как видно, из выше проведенных расчетов, он должен быть рассчитан на рассеивание энергии, равной почти 75 % от начальной энергии конденсатора.

Если теперь, как и ранее, варистор заменить резистором с сопротивлением $R_{эв}$, таким, чтобы он вместе с добавочным резистором с сопротивлением $r = 1,04$ Ом обеспечивал заданную длительность импульса разрядного тока $T_u = 250$ мкс, т.е. чтобы $R_{эв} + r = (250/2,3) / 100 \approx 1,087$ Ом, а последовательно с резисторами включить источник ЭДС $E = U_0 - I_0 \cdot (R_{эв} + r) = 9,92 - 8 \cdot 1,087 = 1,22$ кВ, то ток разряда в такой цепи

будет изменяться по экспоненте с той же постоянной времени $\tau_{\Sigma} = (R_{\text{экв}} + r) \cdot C = 1,087 \cdot 100 \approx 109$ мкс.

После разряда конденсатора, заряженного до напряжения $U_C(0) = E + I_0 \cdot R_{\text{экв}}$, когда ток спадет до нуля, напряжение на конденсаторе снизится до $U_C(\infty) = E$, а рассеянная варистором (после его замены резистором с сопротивлением $R_{\text{экв}}$ и источником противо-ЭДС E) энергия $W_B(\infty)$ будет равна разности энергии, ушедшей из электрического поля конденсатора ΔW_C , и энергии $W_P(\infty)$, поглощенной резистором с сопротивлением r , и с учетом (6) может быть представлена в виде, аналогичном (11):

$$W_B(\infty) = W_C(0) - W_C(\infty) - W_P(\infty) = C \cdot \frac{(E + I_0 \cdot (R_{\text{экв}} + r))^2}{2} - C \cdot \frac{E^2}{2} - C \cdot \frac{(R_{\text{экв}} + r) \cdot r \cdot I_0^2}{2} = C \cdot (R_{\text{экв}} + r) \cdot \frac{E \cdot I_0 + R_{\text{экв}} \cdot (I_0)^2}{2} = \tau_{\Sigma} \cdot S_3, \quad (18)$$

где $\tau_{\Sigma} = C \cdot (R_{\text{экв}} + r) = T_{\text{и}} / 2,3$ – постоянная времени разряда конденсатора на последовательно включенные резисторы с сопротивлениями $R_{\text{экв}}$ и r ; ее значение определяется задаваемым значением $T_{\text{и}}$; $S_3 = E \cdot I_0 + R_{\text{экв}} \cdot (I_0)^2 / 2$ – площадь между линией ВАХ эквивалентной схемы варистора $u_B(i) = E + i \cdot R_{\text{экв}}$ и отрезком оси абсцисс от $i = 0$ до точки со значением $i = I_0$ на рис. 3.

Если в (18) подставить значения входящих в него параметров, то получим значение энергии (1,23 кДж), равное значению энергии, полученному ранее в результате расчета по (11) для случая разряда конденсатора только на варистор.

В обоих случаях при расчете варистор заменялся одной и той же эквивалентной схемой, состоящей из источника противо-ЭДС $E = 1,22$ кВ и резистора с сопротивлением $R_{\text{экв}} \approx 0,05$ Ом, через который пропускались экспоненциальные импульсы тока с одной и той же амплитудой и постоянной времени, а, следовательно, в соответствии с (4), и одинаковым зарядом. Таким образом, использование для расчетов замены варистора эквивалентной схемой, состоящей из резистора и источника противо-ЭДС, при условии сохранения амплитуды и длительности импульсов тока, не позволяет выявить разницу в величине и интенсивности впрыска энергии, поглощаемой варистором.

В. Обсуждение полученных результатов

Из рис. 4 видно, что скорость поступления энергии в варистор при разряде конденсатора с емкостью $C = 100$ мкФ (кривая 2) существенно выше, чем при разряде конденсаторной батареи с емкостью $C = 2270$ мкФ (кривая 1). Соответственно и энергия, поступающая в варистор к моменту времени $T_{\text{и}} = 250$ мкс, в первом случае будет больше, чем во втором, почти

в 1,5 раза. Как видно из рис. 2, такой интенсивный «впрыск» энергии сопровождается еще и в 1,5-2 раза большими значениями разрядного тока для одних и тех же моментов времени, что может привести к повреждению металлизации в точках контакта с электродами на торцевых поверхностях варистора.

При временах, превышающих 250 мкс, ток разряда конденсаторной батареи с емкостью $C = 2270$ мкФ будет уже больше, чем у конденсатора с емкостью $C = 100$ мкФ (рис. 2), и, как показывают дальнейшие расчеты, только при временах, превышающих 2,2 мс, когда разрядный ток будет меньше, чем $0,01 \cdot I_0$, а аппроксимация ВАХ по (16) может оказаться уже некорректной, значение поглощенной варистором за этот довольно большой промежуток времени энергии может уже превысить 1,3 кДж, что обеспечит и его нагрев больше, чем на 32 °С.

Очевидно, что вариант параметров цепи разряда конденсатора с емкостью $C = 2270$ мкФ на варистор, но без резистора ($r = 0$), является одним из двух крайних сочетаний значений емкости конденсатора и сопротивления резистора, включаемого последовательно с испытуемым варистором.

Вариант параметров цепи разряда конденсатора с емкостью $C = 100$ мкФ на варистор и резистора с сопротивлением $r = 1,04$ Ом является другим крайним (или близким к нему) сочетанием значений этих параметров, так как поглощенная за короткое время варистором в этом случае энергия (при разрядном токе $0,05 \cdot I_0$ – около 1,24 кДж) уже приблизится к ее максимально возможному значению.

Действительно, из (14) и (16) видно, что при уменьшении емкости C увеличение сопротивления r происходит по гиперболической зависимости, вызывая сдвиг кривой 4 разрядного тока $i(t)$ на рис. 2 в сторону больших значений времени и ее приближение к строго экспоненциальной зависимости от времени с постоянной времени $\tau_{\Sigma} = T_n/2,3 = 109$ мкс (кривая 1 на рис. 2), в то время как площадь под ВАХ эквивалентной схемы варистора в пределе не может быть больше площади под ВАХ самого варистора.

Тогда максимальную энергию, которую в течение одного импульса разрядного тока с амплитудой 8 кА и длительностью импульса 250 мкс должен будет поглотить варистор, можно приблизительно оценить следующим образом:

$$(W_B(\infty))_{\max} = \tau_{\Sigma} \cdot S_{\text{ВАХ}} \geq 109 \cdot 10^{-6} \cdot 11,5 \cdot 10^6 \approx 1,25 \text{ кДж},$$

где $S_{\text{ВАХ}} \geq 11,5 \cdot 10^6$ Вт – приблизительное значение площади под ВАХ варистора, рассчитанное путем суммирования площадей 11 трапеций, на которые в соответствии с выбранными интервалами по току в диапазоне от $i = I_0$ до $i = 0,4 \cdot I_0$ разбита площадь под ВАХ варистора на рис. 5.

Несмотря на существенное различие лишь в интенсивности впрыска энергии импульса разрядного тока в варистор в рассмотренных выше двух крайних случаях, оно может оказаться решающим при испытаниях конкретного типа УЗИП. Дело в том, что при испытании на пропускную способность N импульсов обычно подают сериями, состоящими из двух или трех импульсов, с небольшими интервалами между импульсами и менее, чем полчасовой паузой между сериями. Из приведенных выше расчетов, видно, что при нахождении варистора в составе герметизированного УЗИП и его быстром нагреве, близком к адиабатическому, при испытании в установке с емкостью батареи конденсаторов порядка 100 мкФ уже после первой серии из трех импульсов с учетом температуры окружающей среды температура варистора может подняться выше знакового порогового уровня в 100 °С. Кумулятивный тепловой эффект от последующих серий импульсов может негативным образом повлиять на варистор и соприкасающиеся с ним материалы, приведя к отрицательным результатам испытаний.

В связи с этим, на практике возможны даже конфликтные ситуации. Например, если у производителя рассматриваемых варисторов изделия будут испытываться на пропускную способность на установке с емкостью батареи конденсаторов превышающей 2000 мкФ, и благополучно выдерживать эти испытания, то не исключено, что у производителя УЗИП, использующего такие варисторы в качестве комплектующих, на их установке с емкостью конденсаторной батареи, равной 100 мкФ, аналогичные испытания их изделия могут не пройти.

VI. Заключение

Эквивалентная замена варистора резистором и последовательно с ним включенным источником ЭДС в принципе не позволяет выявить различия ни в абсолютной величине, ни в скорости впрыска энергии в варистор при расчете энергетического воздействия на него в установках с разными значениями емкостей конденсаторных батарей при одних и те же заданных значениях амплитуды и длительности импульсов разрядного тока. Поэтому на основе метода последовательных интервалов разработана упрощенная методика расчета кривых изменения во времени разрядного тока конденсаторной батареи и энергии, выделяющейся в испытываемом варисторе за время прохождения через него импульса тока с заданными параметрами.

В результате проведенных по предложенной методике расчетов с разными значениями емкости конденсаторной батареи и сопротивления резистора, включаемого последовательно с испытываемым варистором, выявлена существенная разница в интенсивности впрыска энергии в варистор при одних и тех же значениях амплитуды и длительности импульсов разрядного тока.

Для установления единых условий испытаний целесообразно в ТУ на варисторы и УЗИП на их основе внести изменения в части технических требований к параметрам испытательных импульсов разрядного тока, указав, также наименьшее значение заряда и/или энергии, которые за время длительности импульса разрядного тока должны соответственно пропустить через себя или поглотить варисторы без недопустимого ухудшения своих характеристик, как, например, это сделано в [4, 5, 10].

Наконец, поскольку при разряде конденсатора на цепь, в которой из-за наличия ее собственной индуктивности длительность фронта импульса тока может достигать нескольких микросекунд, а из-за наличия даже одного нелинейного элемента ток снижается не по экспоненте, импульс тока в принципе не может быть экспоненциальным по форме, то его корректнее называть квазиэкспоненциальным.

© Гусаченко Е.А., 2024

Поступила в редакцию 12.02.2024

Принята к публикации 22.03.2024

Received 12.02.2024

Accepted 22.03.2024

Библиографический список

- [1] Круг К.А. Основы электротехники. Т. 1. Л.: Госэнергоиздат, 1946. – 472 с.
- [2] Круг К.А., Даревский А.И., Зевеке Г.В., Ионкин П.А., Ломоносов В.Ю., Нетушил А.В., Страхов С.В. Основы электротехники. М.-Л.: Госэнергоиздат, 1952. – 432 с.
- [3] Демирчян К.С., Нейман Л.Р., Коровкин Н.В., Чечурин В.Л. Теоретические основы электротехник. Том 2. С.-Пб.: Питер, 2003. – 576 с.
- [4] ГОСТ ИЕС 61643-11-2013. Устройства защиты от перенапряжений низковольтные. Часть 11. Устройства защиты от перенапряжений, подсоединенные к низковольтным системам распределения энергии. Требования и методы испытаний. Введ. 2015-01-01. М.: Стандартиформ, 2015. – 81 с.
- [5] ГОСТ Р 52725-2021. Ограничители перенапряжений нелинейные для электроустановок переменного тока напряжением от 3 до 750 кВ. Общие технические условия. Введ. 2022-02-01. М.: Российский институт стандартизации, 2022. – 42 с.
- [6] Шишман Д.В., Бронфман А.И., Пружинина В.И., Савельев В.П. Вентильные разрядники высокого напряжения. Л.: Энергия. Ленингр. отд-ие, 1971. – 261 с.
- [7] Адоньев Н.М., Афанасьев В.В., Бортник И.М., Вишневецкий Ю.И., Кренгауз Э.Б. Справочник по электрическим аппаратам высокого напряжения. Л.: Энергоатомиздат, 1987. – 544 с.
- [8] Бронштейн И.Н., Семендяев К.А. Справочник по математике. Для инженеров и учащихся втузов. М.: Гос. из-во физ.-мат. лит-ры, 1962. – 608 с.
- [9] Татур Т.А. Основы электрических цепей (Справочное пособие). М.: Высшая школа, 1980. – 271 с.

- [10] IEC 60099-4:2014. Surge arresters – Part 4: Metal-oxide surge arresters without gaps for a.c. systems. Введ. 2014-06-30. IEC, 2014. – 358 p.

References

- [1] K.A. Krug, *Osnovy ehlektrotekhniki [Fundamentals of Electrical Engineering]*. Vol. 1. Leningrad: Gosenergoizdat, 1946 (in Russian).
- [2] K.A. Krug, A.I. Darevskiy, G.V. Zeveke, P.A. Ionkin, V.Yu. Lomonosov, A.V. Netchuil and S.V. Strakhov, *Osnovy ehlektrotekhniki [Fundamentals of Electrical Engineering]*. Moscow-Leningrad: Gosenergoizdat, 1952 (in Russian).
- [3] K.S. Demirchyan, L.R. Neiman, N.V. Korovkin and V.L. Chechurin, *Teoretitsheskiye osnovy ehlektrotekhniki [Theoretical foundations of electrical engineering]*. Vol. 2. St. Petersburg: Peter, 2003 (in Russian).
- [4] Low-voltage surge protective devices. Part 11. Surge protective devices connected to low-voltage power systems. Requirements and test methods, GOST IEC 61643-11-2013, Jan. 2015.
- [5] Metal-oxide surge arresters without gaps for a.c. electrical installations from 3 to 750 kV. General specifications, GOST R 52725-2021, Feb. 2022.
- [6] D.V. Shishman, A.I. Bronfman, V.I. Pruzhinina and V.P. Savelyev, *Wentil'nye razryadniki vysokogo napryazheniya [High voltage surge arresters]*. Leningrad: Energiya. Leningrad department, 1971 (in Russian).
- [7] N.M. Adonyev, V.V. Afanasyev, I.M. Bortnik, Yu.I. Vishnevsky and E.B. Krengauz, *Spravochnik po ehlektricheskim apparatam vysokogo napryazheniya [Handbook of high voltage electrical apparatus]*. Leningrad: Energoatomizdat, 1987 (in Russian).
- [8] I.N. Bronshtein and K.A. Semendyaev, *Spravochnik po matematike. Dlya inzhenerov i uchastshihsyia wtuzow [Handbook of mathematics. For engineers and college students]*. Moscow: State publishing house physics and mathematics literature, 1962 (in Russian).
- [9] T.A. Tatur, *Osnovy elektricheskikh cepej (Spravochnoe posobie) [Basics of electrical circuits (Reference manual)]*. Moscow: Higher School, 1980 (in Russian).
- [10] Surge arresters – Part 4: Metal-oxide surge arresters without gaps for a.c. systems, IEC 60099-4:2014, June 2014.

ИНФОРМАЦИЯ ОБ АВТОРЕ INFORMATION ABOUT AUTHOR

Гусаченко Евгений Андреевич, ведущий инженер Всероссийского электротехнического института – филиала Федерального государственного унитарного предприятия «Российский Федеральный ядерный Центр – Всероссийский научно-исследовательский институт технической физики имени академика Е.И. Забабина», г. Москва, Российская Федерация

Evgeniy A. Gusachenko, leading engineer of All-Russian Electrotechnical Institute – Branch of the Federal State Unitary Enterprise “Russian Federal Nuclear Center – Zababakhin All-Russian Research Institute”, Moscow, Russian Federation

ХРОНИКА

К 80-ЛЕТИЮ БОРИСА ВАСИЛЬЕВИЧА ПАПКОВА



23 апреля 2024 г. исполнилось 80 лет Борису Васильевичу Папкову, доктору технических наук, профессору – педагогу, наставнику и выдающемуся ученому в области надежности электроэнергетических систем.

Биография Бориса Васильевича схожа с биографиями многих известных ученых, родившихся в Советском Союзе: школа, институт, производства, аспирантура, защита диссертации ... Творческое мышление, трудолюбие и стремление к познанию определили жизненный выбор – путь ученого. Он начинался аудиториях электротехнического факультета Горьковского политехнического института им. А.А. Жданова, куда Борис Васильевич вернулся спустя годы уже состоявшимся исследователем.



Б.В. Папков (крайний слева) среди участников Международного научного семинара «Исследование обеспечения надежности систем энергетики. Бишкек, 2017 г.

Все эти качества в полной мере проявились в годы его работы в Международном научном семинаре «Методические вопросы исследования надежности больших систем энергетики им. Ю.Н. Руденко», который в советские годы проходил в г. Горьком. К исследованию проблем надежности систем электроснабжения Борис Васильевич приступил еще в студенчестве. Этой проблеме была посвящена его дипломная работа: «Анализ надежности работы оборудования в схеме электроснабжения Горьковского автомобильного завода». Начиная с 1974 г., почти 50 лет данный семинар стал неотъемлемой частью жизни Бориса Васильевича, настоящей научной школой, где он имел возможность работать с известными учеными, академиками и член-корр. АН СССР: Ю.Н. Руденко, А.П. Меренковым, В.И. Воропаем, Е.М. Червонным, Ю.Л. Мукосеевым. Борис Васильевич был постоянным участником, а со временем и активным членом оргбюро. В настоящее время Борис Васильевич – признанный эксперт в обсуждении докладов и рассмотрении проблем надежности на заседаниях Международного семинара.

В 1974 г. Борис Васильевич защитил диссертацию на тему «Исследование ущерба при отказах электрооборудования в системах электроснабжения нефтеперерабатывающих заводов» на соискание ученой степени кандидата технических наук.

Целеустремленность, требовательное отношение к себе, внутренняя самодисциплина и творческий подход к делу при поддержке и вдохновляющем примере учителей и наставников сформировали высокий уровень профессионализма. Борис Васильевич не только обладает талантом исследователя, он чуткий и харизматичный педагог. В близком кругу его ценят как надежного друга и верного товарища.

Плодотворная научно-педагогическая работа Бориса Васильевича на кафедре «Электроэнергетика» Горьковского политехнического института им. А.А. Жданова (ныне Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева) способствовали дальнейшему росту его научного потенциала. В 1994 г. во Всероссийском научно-исследовательском институте электроэнергетики (ВНИИЭ) Б.В. Папков защитил диссертацию «Исследование, разработка и совершенствование методов обоснования решений по управлению электропотреблением в промышленных системах электроснабжения» на соискание ученой степени доктора технических наук. В 1996 г. ему было присвоено звание профессора по кафедре «Электроэнергетика».

В 1995-2001 гг. Борис Васильевич работал в должности заведующего кафедрой «Электроэнергетика» Нижегородского государственного технического университета, а затем до 2014 г. – профессором кафедры «Электроэнергетика, электроснабжение и силовая электроника».

С 2014 г. по настоящее время Борис Васильевич – профессор кафедры «Электрификация и автоматизация» Нижегородского государственного инженерно-экономического университета. Он ведет активную научно-педагогическую работу с бакалаврами и магистрантами по направлениям «Агроинженерия». профиль «Электрооборудование и электротехнологии», читает курсы: «Теория и практика планирования эксперимента», «Научные основы повышения надежности и эффективности электроснабжения в АПК», «Надежность и эффективность систем электроснабжения», «Технико-экономическое обоснование принятых решений в электроэнергетике», «Теория поиска оптимальных условий эксперимента», «Научные основы разработки и эксплуатации нетрадиционных и возобновляемых источников энергии». Проводит он и практические занятия по этим дисциплинам, руководит курсовым проектированием. Б.В. Папков является руководителем магистерской программы «Электрооборудование и электротехнологии», а также ежегодно осуществляет руководство выпускными квалификационными работами по программам бакалавриата, магистратуры и аспирантуры.

Профессор Б.В. Папков разработал оригинальные курсы лекций, учебно-методические пособия и учебники для бакалавров, магистров и аспирантов: «Электромагнитные переходные процессы в электрических системах», «Электромеханические переходные процессы в электрических системах», «Теоретические основы надежности и эффективности электроснабжения», «Вероятностные и статистические методы оценки надежности элементов и систем электроэнергетики: теория, примеры, задачи», «Электроэнергетические системы и сети. Токи короткого замыкания», «Теория систем и системный анализ для электроэнергетиков».



**Проф. Б.В. Папков (справа) и А.Л. Куликов.
Озеро Байкал, 2023 г.**

Б.В. Папков – известный специалист в области надежности систем электроэнергетики. По этой тематике в России и за рубежом им опубликовано более 400 научных работ: доклады, статьи, монографии, учебные пособия.

Результаты научно-исследовательских работ, выполненных при участии и под руководством Б.В. Папкова, внедрены на предприятиях нефтеперерабатывающей, химической, машиностроительной, бумажной и легкой промышленности. Они использованы в ООО «Газпром трансгаз Нижний Новгород», региональной службе тарифов Нижегородской области и ряде проектных организаций, а также рекомендованы к использованию Федеральной энергетической комиссией РФ, подразделениями АО «Нижновэнерго» и комитетом ценовой политики администрации Нижегородской области и переданы в ФГУ ПФО «Ростехнадзор».

Под руководством профессора Б.В. Папкова защищены шесть кандидатских диссертаций. Он – член оргбюро постоянно действующего международного научного семинара РАН «Методические вопросы исследования надежности больших систем энергетики им. Ю.Н. Руденко», член диссертационных советов Нижегородского государственного технического университета им. Р.Е. Алексева и Ивановского государственного энергетического университета им. В.И. Ленина, член НТС ОАО «Интер РАО ЕЭС».

В 2005 г. Министерством образования и науки РФ за заслуги в области образования Б.В. Папков награжден нагрудным знаком «Почетный работник высшего профессионального образования РФ».

В 2018 г. Министерством энергетики и ЖКХ Нижегородской области за успешную работу и большой вклад в развитие энергосистемы Б.В. Папков награжден почетной грамотой.

Поздравляем Бориса Васильевича со славным юбилеем и желаем ему доброго здоровья, долгих лет жизни и плодотворной деятельности и дальнейших творческих успехов!

Ученики, коллеги и друзья

70 ЛЕТ КАФЕДРЕ АЭЭС САМАРСКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО ТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА

Кафедра «Автоматизированные электроэнергетические системы» (АЭЭС) Самарского государственного технического университета (СамГТУ) начала свою работу под названием «Электрические системы и сети» (ЭСС) в 1954 г. после разделения кафедры «Центральные электрические станции и сети» Куйбышевского индустриального института (позже Куйбышевского политехнического института, КПИ). Ее предшественницей была кафедра «Электрические станции и электрические машины», организованная в 1937 г.



Первый состав кафедры «Электрические системы и сети».
Верхний ряд, слева направо: Гусев В.И., Иванов А.Ф., Черников А.А.,
Егоров Ю.В.; нижний ряд, слева направо: Ракушев Н.Ф.,
Фельдштейн Э.М., Глушко А.И., Волкова К.Н.

Первым заведующим кафедрой ЭСС стал лауреат Сталинской премии, проф., канд. техн. наук Анатолий Глушко, а педагогический коллектив составили выдающиеся педагоги и ученые электроэнергетики: проф., канд. техн. наук Николай Ракушев, доц., канд. техн. наук Эрнестина Фельдштейн. Позднее на кафедру пришли канд. техн. наук Кира Волкова и канд. техн. наук Алексей Черников, завершившие учебу в аспирантурах Ленинградского политехнического института (ЛПИ) и Московского энергетического института (МЭИ) и получившие к этому времени ученое звание доцента.

Укрепил коллектив опытный специалист, пришедший из Куйбышевской энергосистемы старший преподаватель Юрий Егоров.

С 1963 г. по 1992 г. кафедру возглавлял канд. техн. наук, проф. Владимир Благонадеждин, который ранее активно участвовал в организации учебного процесса и материально-технического обеспечения кафедры в качестве главного инженера Куйбышевских городских электрических сетей. В этот же период большой вклад в организацию учебного процесса кафедры внес главный инженер Всесоюзного проектного и научно-исследовательского института «Оргэнергострой» Геннадий Гольдштейн, более 20 лет возглавлявший Государственную экзаменационную комиссию по защите дипломных проектов. В дальнейшем эту важнейшую работу выполняли заместитель управляющего районного энергетического управления (РЭУ) «Куйбышевэнерго» Анатолий Орлов, директор «Куйбышевских электрических сетей» Валентин Танаев, заместитель генерального директора ОАО «Самараэнерго» Геннадий Фомин, заместитель начальника ОДУ Средней Волги Борис Константинов, генеральный директор ЗАО Самарский центр «Проект-электро», канд. техн. наук Александр Попов, технический директор ОАО «Волжская Межрегиональная распределительная компания», канд. техн. наук Владимир Бобров. В эти годы на кафедре работали высокопрофессиональные преподаватели и научные работники: Энясь Басыров, Николай Бухаров, Валерий Гольдштейн, Виктор Дашков, Николай Загороднюк, Нина Иванова, Александр Ивлев, Сергей Катин, Виктор Кияев, Юрий Кубарьков, Вадим Кудашев, Татьяна Новикова, Владимир Норкус, Марк Нечаевский, Николай Пашкин, Вячеслав Пищаев, Александр Покровский, Анатолий Полубояринов, Федор Рассказов, Леонид Савков, Эдуард Саямов, Владимир Сергеев, Владимир Стеблев, Алексей Танаев, Николай Феклов, Владимир Шафоростов, Михаил Шишков.

Представители этой когорты высококвалифицированных преподавателей и научных работников Валерий Гольдштейн, Юрий Кубарьков, Александр Покровский окончили аспирантуру ЛПИ, Виктор Дашков и Владимир Стеблев – аспирантуру МЭИ, Марк Нечаевский, Федор Рассказов, Эдуард Саямов, Владимир Сергеев – аспирантуру КПИ (СамГТУ). Все они успешно защитили кандидатские диссертации.

В 1992 г., после ухода на пенсию Владимира Благонадеждина, ведущим кафедрой по конкурсу был избран канд. техн. наук, доцент кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» (ЭПП) СамГТУ Валентин Степанов, окончивший аспирантуру Ждановского металлургического института (ныне Приазовский государственный технический университет, г. Мариуполь) и защитил в 1981 г. кандидатскую диссертацию в Белорусском политехническом институте (г. Минск, Белоруссия).



**Степанов
Валентин Павлович**

ских и докторских диссертаций по специальностям 05.09.01 – «Электромеханика и электрические аппараты», 05.09.03 – «Электротехнические комплексы и системы» и 05.09.10 – «Электротехнология», в котором он стал сначала заместителем председателя, а затем — председателем (2006-2013).

Валентин Степанов, ученик одного из основоположников теории и практики качества электроэнергии, Заслуженного деятеля науки и техники Украины, д-ра техн. наук, проф. Игоря Жежеленко, является основателем научно-педагогической школы «Электромагнитная совместимость и энергоэффективность в электротехнических комплексах и системах», которую в настоящее время возглавляет д-р техн. наук проф. Валерий Гольдштейн, лауреат Губернской премии в области науки и техники (2009), «Почетный работник Высшего профессионального образования России» (с 2010 г.), а по указу Президента Российской Федерации от 25 09 2017 г. «Заслуженный работник высшей школы РФ», действительный член Академии электротехнических наук РФ (с 2014 г.). Член редколлегий научно-технических журналов перечня ВАК: «Электроэнергия. Передача и распределение» (Москва); «Вопросы электротехнологии» (СГТУ им. Гагарина Ю.А., Саратов); «Интеллектуальная электротехника» (НГТУ, Н. Новгород).

В 1994 г. по инициативе и при активном участии Валентина Степанова на кафедре была открыта аспирантура по специальности 05.14.02 – «Электрические станции и электроэнергетические системы», а в 2000 г. – по специальности 05.09.03 – «Электротехнические комплексы и системы». Первым аспирантом в 1996 г. стал выпускник кафедры ЭПП СамГТУ Евгений Кротков (науч. рук. Валентин Степанов). В 1999 г. В.П. Степанов защитил в МЭИ докторскую диссертацию, в 2001 г. ему присвоено звание профессора. В том же году по поручению ученого совета электротехнического факультета (ЭТФ) Валентин Степанов организовал диссертационный совет Д 212.217.04 по защите кандидат-

В рамках этой научно-педагогической школы за период 2002-2023 гг. на кафедре подготовлено и защищено 5 диссертаций на соискание ученой степени доктора технических наук: Валерий Гольдштейн. (2002 г., науч. конс. Фирудин Халилов), Валентин Салтыков (2003 г., науч. конс. Валентин Степанов), Анатолий Кузнецов (2004 г., науч. конс. Валентин Степанов), Александр Хренников (2009 г., науч. конс. Валерий Гольдштейн), Юрий Кубарьков (2013 г., науч. конс. Валерий Гольдштейн). Кроме того, на заседании Президиума АЭН РФ диссертацию на соискание доктора электротехники защитил Владимир Бобров (2012 г., науч. конс. Валерий Гольдштейн).



**Гольдштейн
Валерий Геннадьевич**

На соискание ученой степени кандидата технических наук защищено 25 диссертации: 13 – под научным руководством доктора техн. наук, проф. Валерия Гольдштейна, 7 – под научным руководством доктора техн. наук, проф. Валентина Степанова, 3 – под научным руководством доктора техн. наук, проф. Валентина Салтыкова, 2 – под научным руководством доктора техн. наук, доц. Александра Хренникова.

В настоящее время контингент аспирантов на кафедре составляет 10 человек. Здесь работают 8 штатных преподавателей: 1 д-р техн. наук, профессор – Валерий Гольдштейн; 1 канд. техн. наук, профессор – Лолита Инаходова (с 2020 г. – директор филиала СамГТУ в г. Белебее); 4 канд. техн. наук, доцента – Евгений Кротков, Надежда Безменова, Игорь Косорлуков, Алексей Сорокин, 1 стпрший преподаватель – Александр Казанцев; 1 ассистент – Иван Федулов. Учебный процесс поддерживают 3 совместителя: д-р техн. наук, проф. Александр Хренников, канд. техн. наук, доцент Дмитрий Дадонов, канд. техн. наук Игорь Сидоров.

Кафедра «АЭЭС» — одна из самых молодых на электротехническом факультете, средний возраст профессорско-преподавательского состава составляет 47 лет.

За последние 10 лет сотрудниками кафедры подготовлено и выпущено 13 монографий, в том числе, в центральном издательстве «Энергоато-

миздат» (г. Москва), «Электроэнергия. Передача и распределение», 2 монографии в зарубежном издательстве «LAP LAMBERT Academic Publishing» (Германия), а также 12 статей в зарубежных изданиях.

Кафедра активно участвует в международной деятельности университета. Она организовала и успешно провела совместно с Санкт-Петербургским энергетическим институтом повышения квалификации в 2007 и 2010 гг. Международные научно-технические конференции по проблемам защиты электрических сетей от перенапряжений в нефтегазовой отрасли, а в 2011 г. совместно с кафедрой «Электрические станции» и «ОДУ Средняя Волга» – III Международную научно-техническую конференцию «Энергетика глазами молодежи». В 2009 г. д-р техн. наук, проф. Валентин Степанов награжден руководством механического университета г. Люблина (Польша) нагрудным знаком «За заслуги в области международного сотрудничества».

В настоящее время кафедра осуществляет подготовку специалистов по федеральному государственному стандарту третьего поколения и по следующим традиционным для всех российских технических университетов направлениям: 13.03.02 «Электроэнергетика и электротехника» по профилю «Электроэнергетические системы и сети».



**Хренников
Александр Юрьевич**

В 2023 г. на кафедре открыта новая магистерская программа «Управление объектами электроэнергетических систем». Помимо традиционно сильной технической стороны подготовки, она включила также и востребованные сегодня навыки технико-экономического анализа проектов, управления инвестиционными проектами в энергетике, знание отраслевого законодательства и современного моделирования и обработки данных для электротехнических комплексов. С 2024 г. кафедра вносит свой вклад в подготовку обучающихся в колледже СамГТУ по вновь открытой программе СПО 13.02.12 «Электрические станции, сети, их релейная защита и автоматизация».

За 70 лет кафедра подготовила свыше 7000 специалистов электроэнергетиков. Отметим, что первый выпуск бакалавров на кафедре состоялся в 2000 г., а в 2002 г. первый выпуск магистров по направлению 140200 – «Электроэнергетика».

Кафедра гордится своими выпускниками разных лет: заместителем министра энергетики, д-ром техн. наук, профессором Виталием Бушевым, директором Волжской ГЭС им В.И. Ленина, канд. техн. наук, профессором Алексеем Романовым, главным энергетиком ОАО «Роснефть» Виктором Садовым, заместителями директора ОДУ «Средняя Волга» Виталием Лякишевым и Борисом Константиновым, директором ЗАО «Самарский электропроект» Маратом Кукориным, директором Новокуйбышевской ТЭЦ-1 Игорем Орловым, генеральным директором АО «Электросеть Волга» канд. техн. наук Владимиром Бобровым, д-ром пед. наук, проф. Владимиром Нестеренко, генеральным директором ООО «Энергосервис», канд. техн. наук Андреем Дроновым, директором по техническому контроллингу филиала АО СО ЕЭС ОДУ «Средняя Волга», канд. техн. наук Алексеем Танаевым, заместителем технического директора АО «Самарская сетевая компания» Андреем Казанцевым, генеральным директором «ОВК Электро», канд. техн. наук Виктором Сливкиным, заведующим кафедры «Электрические станции», канд. техн. наук Александром Ведерниковым, начальником службы режимов АО СО ЕЭС ОДУ «Средняя Волга» Владимиром Самониным, диспетчером филиала АО СО ЕЭС ОДУ «Средняя Волга» Александром Складчиковым, первым заместителем директора – главным диспетчером филиала АО «СО ЕЭС» Самарское РДУ Николаем Николаевым, директором ООО «Таврида Электрик Самара» Сергеем Ивановым, заместителем генерального директора по продажам АО «ГК «Электроцит» – ТМ Самара» Иваном Мишакиным и многими другими.



**Кафедра «Автоматизированные
электроэнергетические системы» СамГТУ, 2024 г.**

Свой юбилей кафедра встречает на подъеме, имея много задумок и смелых планов по многим направлениям научной и образовательной деятельности.

*Редакционная коллегия и редакция журнала
поздравляют коллектив кафедры,
желают плодотворной деятельности и успехов!*

ПАМЯТИ
ГЕОРГИЯ БОРИСОВИЧА ОНИЩЕНКО
(04.04.1931 – 27.05.2024)



Георгий Борисович Онищенко – признанный эксперт в области электротехники и промышленного электропривода. Долгие годы он посвятил преподаванию этих дисциплин в ведущих вузах страны.

Под его руководством созданы электротехнические комплексы и уникальные автоматизированные системы для атомных электростанций, магистральных газопроводов, скоростных лифтов и многих других советских и российских объектов.

Четверть века Георгий Борисович Онищенко трудился в головном научно-исследовательском институте электротехнической промышленности – ВНИИ Электропривод, много лет он возглавлял научное направление деятельности института.

Георгий Борисович являлся не только автором многих значимых проектов, но и принимал непосредственное участие в практической их реализации. Среди таких проектов можно отметить: третий блок Белоярской атомной станции на быстрых нейронах; система обслуживания ракеты на старте космодрома «Байконур»; первая отечественная скоростная бумагоделательная машина БМ-600 Кондапожского ЦБК; отечественные скоростные лифты для высотных зданий и др.

Георгий Борисович Онищенко – автор более двухсот пятидесяти опубликованных научных трудов и свыше двадцати изобретений. Им написаны двенадцать учебников для технических вузов.

До последних дней своей жизни Георгий Борисович был экспертом Российской академии наук в области электротехнической промышленности. Много сил и знаний он вложил в создание программы подготовки специалистов в области ЖКХ и водоснабжения по направлению подготовки «Автоматизированный электропривод» – совместного проекта Московского государственного образовательного комплекса и Научно-технического центра «Приводная техника».

Георгий Борисович Онищенко – ученый, разработчик, научный руководитель, преподаватель и общественный деятель – награжден правительственными наградами и почетными званиями за прекрасную работу по всем этим направлениям. С 2004 г. он – заслуженный деятель науки Российской Федерации. Главное, что он оставил после себя – дело, которое живет и развивается.

Георгию Борисовичу Онищенко – светлая и благодарная память!

Редакция журнала «Интеллектуальная элетротехника» скорбит вместе с коллегами ученого <https://privod.ru/news/skorbim-ob-ustrate/>

**MINISTRY OF SCIENCE AND HIGHER EDUCATION
OF THE RUSSIAN FEDERATION
NIZHNY NOVGOROD STATE TECHNICAL UNIVERSITY
n.a. R.E. ALEKSEEV**

SMART ELECTRICAL ENGINEERING

№ 2

Nizhny Novgorod 2024

The journal is issued 4 times in year

Editor-in-Chief A.B. Loskutov

EDITORIAL STAFF

A.B. Dar'enzkov (associate Editor-in-Chief),
E.N. Sosnina (associate Editor-in-Chief), A.V. Shalukho (executive secretary),
V.I. Kazakova (executive editor), I.A. Lipuzhin (executive editor)

MEMBERS OF EDITORIAL BOARD:

Dauren Sadykovich Akhmetbaev	Doctor of technical sciences, associate professor of the S. Seifullin Kazakh Agro-Technical University (Astana, Republic of Kazakhstan)
Gennadiy Yakovlevich Vagin	Doctor of technical sciences, professor, professor NNSTU (Nizhny Novgorod, Russia)
Leonid Abramovich German	Doctor of technical sciences, professor, professor SSTU Branch in Nizhny Novgorod (Nizhny Novgorod, Russia)
Valery Gennadievich Goldstein	Doctor of technical sciences, professor, professor SSTU (Samara, Russia)
Igor Vasilevich Gulyaev	Doctor of technical sciences, professor, professor MRSU (Saransk, Russia)
Pavel Vladimirovich Ilyushin	Doctor of technical sciences, Energy Research Institute of the Russian Academy of Sciences (Moscow, Russia)
Alexander Leonidovich Kulikov	Doctor of technical sciences, associate professor, professor NNSTU (Nizhny Novgorod, Russia)
Viktor Nikolaevich Mescheryakov	Doctor of technical sciences, professor, head of the chair LSTU (Lipetsk, Russia)
Georgy Borisovich Onishchenko	Doctor of technical sciences, professor, scientific director LLC «STC Drive Technique» (Moscow, Russia)
Aleksandr Sergeevich Plekhov	Candidate of technical sciences, associate professor, associate professor NNSTU (Nizhny Novgorod, Russia)
Aleksandr Yur'evich Smirnov	Doctor of technical sciences, associate professor, leading design engineer JSC «Afrikantov OKBM» (Nizhny Novgorod, Russia)
Vitezslav Styskala	Dr. Ing., Ph. D., associate professor VSB – Technical University of Ostrava (Ostrava-Poruba, Czech Republic)
Vladimir Georgievich Titov	Doctor of technical sciences, professor, professor NNSTU (Nizhny Novgorod, Russia)
Oleg Stanislavovich Khvatov	Doctor of technical sciences, professor, head of the chair FFEI HE «VSUWT» (Nizhny Novgorod, Russia)
Yuriy Ivanovich Khokhlov	Doctor of technical sciences, professor, professor FSAEIH SUSU (NRU) (Chelyabinsk, Russia)
Alexandr Ivanovich Chivenkov	Doctor of technical sciences, associate professor, professor NNSTU (Nizhny Novgorod, Russia)
Roustiam Chakirov	Dr.-Ing., Prof. Dr., professor H-BRS (Germany)

Electronic version:
<http://www.ie.nntu.ru>

ISSN 2658-6754

*Periodic printed edition registered by Roskomnadzor
III № ФС77-81688 on 06 Aug., 2021*

© Nizhny Novgorod State Technical University
n.a. R.E. Alekseev, 2024

CONTENT

ELECTROTECHNICAL COMPLEXES AND SYSTEMS	4
T.E. Minakova, D.A. Mihajlov. Centralized system for automatic restoration of power supply of mining industry enterprises.....	4
S.P. Maksimov, P.A. Kuznetsov. Research of ice melting modes on 10(6) kV overhead power line without load disconnection.....	23
S.A. Chernyavskaya, S.V. Gaiduk, S.A. Abeydulin. Determination the dependences of resonant circuit parameters on coil inductance in wireless power transmission system.....	40
N.A. Kiryanov, A.N. Komkov. High-voltage electrical motors predictive diagnostics.....	53
A.A. Kokorev, E.N. Sosnina. On consideration of temperature correction coefficient in 6-20 kV power transformer monitoring	69
POWER INDUSTRY	83
E.V. Kalinin, A.I. Chivenkov. Characterization of magnetic permeability of steel plates package in direction of normal magnetic flux	83
E.A. Gusachenko. Calculation of energy impacts on varistors when testing their throughput.....	105
CRONICLE	124
80th anniversary of the birth of Boris Vasilievich Papkov.....	124
70th anniversary of the Department of Automated Electric Power Systems of Samara State Technical University.....	129
In memory of Georgy Borisovich Onischenko (04.04.1931 – 27.05.2024)...	135

ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНАЯ ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

№ 2

Редакторы: **В.И. Казакова, И.А. Липужин**
Технический редактор: **И.Н. Терентьева**

Редакция:

603155, Нижний Новгород, ул. Минина, д. 24
smart_electric@nntu.ru

Свободная цена

Подписано в печать 14.06.2024. Дата выхода в свет: 27.06.2024

Формат 60x84 ¹/₁₆. Бумага офсетная.

Печать трафаретная. Усл. печ. л. 8,75. Тираж 100 экз. Заказ .

Нижегородский государственный технический университет
им. Р.Е. Алексева. Типография НГТУ.

Адрес университета и типографии:
603155, Нижний Новгород, ул. Минина, 24