

ISSN 0013-5860

Э
ЭЛЕКТРОТЕХНИКА
Т
1 2007

С НОВЫМ ГОДОМ!



МЕДАЛЬ
"ЗА ЗАСЛУГИ В
ЭЛЕКТРОТЕХНИКЕ"



ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ —
КОЛЛЕКТИВНЫЙ ЧЛЕН АКАДЕМИИ
ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИХ НАУК РФ
Издаётся с января 1930 года

УЧРЕДИТЕЛИ

ДЕПАРТАМЕНТ МАШИНОСТРОЕНИЯ МИНПРОМА РФ (г. МОСКВА)
АО «ЭЛЕКТРОВЫПРЯМИТЕЛЬ» (г. САРАНСК)
АООТ «ХОЛДИНГОВАЯ КОМПАНИЯ «ЭЛЕКТРОЗАВОД» (г. МОСКВА)
АО «ЭЛЕКТРОНИКА» (г. ВОРОНЕЖ)
АО «ВЭЛНИИ» (г. НОВОЧЕРКАССК)
АССОЦИАЦИЯ ИНЖЕНЕРОВ СИЛОВОЙ ЭЛЕКТРОНИКИ (г. МОСКВА)
АССОЦИАЦИЯ «АВТОМАТИЗИРОВАННЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД» (г. МОСКВА)
НТА «ПРОГРЕССЭЛЕКТРО» (г. МОСКВА)
АО «РОСЭЛПРОМ» (г. МОСКВА)

СОВЕТ УЧРЕДИТЕЛЕЙ

ЧИБИРКИН В.В., МАКАРЕВИЧ Л.В., МЕЩЕРЯКОВ В.М., НАЙМУШИН В.Г.,
КОВАЛЕВ Ф.И. (председатель совета), ЮНЬКОВ М.Г., ПОДАРУЕВ А.И., ГЛОВАЦКИЙ А.В.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Главный редактор **КОЧЕТКОВ В.Д.**

БЕЛКИН Г.С., БЕСПАЛОВ В.Я., БРЯНЦЕВ А.М., ДАЦКОВСКИЙ Л.Х., ДОЛКАРТ В.М., ЕВСЕЕВ Ю.А., ИНЬКОВ Ю.М.,
КОЗЯРУК А.Е., КОПЫЛОВ И.П., ЛАЗАРЕВ Г.Б., ЛУРЬЕ А.И., МАВЛЯНБЕКОВ Ю.У., МОСКАЛЕНКО В.В.,
НИКУЛИН А.А., ПАНИБРАТЕЦ А.Н., РОЗАНОВ Ю.К., СЛЕЖАНОВСКИЙ О.В. (зам. главного редактора),
ТРУБАЧЕВ С.Г., ТУБИС Я.Б.

Содержание журнала можно бесплатно получить в
INTERNET через службу ИНФОМАГ, организован-
ную в Московском физико-техническом институте.
Адрес сайта: <http://www.infomag.ru>

Журнал переводится на английский язык в полном
объёме и выходит в США в издательстве
"ALLERTON PRESS, INC" (18 West 27th Street New
York N.Y. 10001).

Подписаться на журнал можно в почтовых
отделениях связи по объединённому каталогу
Департамента почтовой связи. Подписной индекс
— 71111.

В редакции можно подписаться на журнал с любого
месяца и приобрести отдельные номера за
прошлые и нынешний годы.

При перепечатке ссылка на журнал
«Электротехника» обязательна.

Мнение редакции не всегда совпадает с точкой
зрения авторов статей.

За содержание рекламных материалов редакция
ответственности не несёт.

Рукописи статей не возвращаются.

Издатель: **ЗАО "Знак"** 101000, Москва, Главпочтамт, а/я 648.

Адрес редакции: **111250, Москва, Красноказарменная ул., 12. Телефон/факс: (095) 361-95-96**
E-mail elektrotechnika@mtu-net.ru

Редактор отдела О.В. Кунавина.
Научный редактор Л.А. Романова.
Редактор З.П. Фёдорова

Сдано в набор 13.11.2006. Подписано в печать 18.12.2006 Формат 60x88 1/8

Бумага офсетная № 1. Печать офсетная. Печ. л. 8. Заказ 135

Цена свободная. Тираж 1000 экз. Зарегистрирован Комитетом РФ по печати, регистрационный №01330.

Макет выполнен и отпечатан в ОАО «Электропривод»
107078, Москва, ул. Садовая Спасская, 1/2, стр. 5

© «Электротехника», 2007 г.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

СОДЕРЖАНИЕ

ТРАНСФОРМАТОРЫ

Долгополов А.Г. Особенности релейной защиты управляемых подмагничиванием шунтирующих реакторов напряжением 110–500 кВ	2
Михеев Г.М., Фёдоров Ю.А., Баталыгин С.Н., Шевцов В.М. Цифровой метод контроля круговой диаграммы РПН силовых трансформаторов	11
Буль О.Б. Простейшие методы расчёта магнитных проводимостей	17
Гребенников И.Ю., Гунько В.И., Дмитришин А.Я., Онищенко Л.И., Топоров С.О., Фещук Т.А. Исследование способов очистки трансформаторного масла для пропитки высоковольтных импульсных конденсаторов с плёночным диэлектриком	25
Михеев Г.М., Тарасов В.А., Баталыгин С.Н. Образование углеродосодержащих отложений на элементах конструкций РПН силовых трансформаторов за счёт электроконвекции	27
Гречко О.Н., Давиденко И.В., Калачёва Н.И., Курбатова А.Ф., Смекалов В.В. Граничные значения концентрации газов в масле трансформаторов тока с конденсаторной изоляцией	34

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ

Токарев С.Б. К вопросу выбора коэффициентов проектирования двигателей постоянного тока	40
Епифанов О.К., Оськин А.Б., Хрущев В.В. Особенности проектирования униполярного индукторного моментного двигателя с осевым магнитным потоком постоянных магнитов	43
Смирнов А.Ю. Исследование момента герметичной индукторной машины	51

ИССЛЕДОВАНИЯ

Желтов В.В. Использование метода расчёта электротехнических характеристик сверхпроводника как нелинейного элемента электрической цепи для решения конкретных задач	55
--	----

ХРОНИКА

Сарапулов Ф.Н., Беспалов И.Я. Научно-техническая конференция "Актуальные проблемы энерго- и ресурсосберегающих электротехнологий АПЭЭТ-06"	64
--	----

CONTENS

TRANSFORMERS

Dolgopolov A.G. Features of the relay protection of magnetically controlled shunting reactors with rated voltage 110–500 kV	2
Mikheev G. M., Fyodorov Yu. A., Batatygin S.N., Shevzov V.M. Digital method control by circle chart test of the on-load regulator power transformer	11
Bull O.B. Simplest methods for calculation of magnetic conductivity	17
Grebennikov I.Yu., Guniko V.I., Dmitrishin A.YA., Onischenko L.I., Toporov S.O., Feschuk T.A. Study of the ways peelings transformer butter for soak high-tension pulsed capacitor with film dielectric	25
Mikheev G. M., Tarasov V.A., Batatygin S.N. The process of sludge spraying on the constructional elements of contactor «RPN» power transformer for count of electro-convection	27
Grechko O.N., Davidenko I.V., Kalacheva N.I., Kurbatova A.F., Smekalov V.V. Maximym admissible values of gas con-centrations in the oil of condenser type current transformers	34

ELECTRIC MACHINES

Tokarev S.B. To a question of a choice of factors of designing of electric motors of a direct current	40
Epifanov O.K., Oskin A.B., Khrutshev V.V. Development of unipolar inductor torque motor with transverse flux of permanent magnets	43
Smirnov A.Yu. Torque research of the hermetically sealed reluctance machine	51

RESEARCHES

Jeltov V.V. Use of a method to calculation of electrotechnical characteristics of a superconductor considered as nonlinear element of the an electric circuit for the decision of specific targets	55
--	----

THE CHRONICLE

Sarapulov F.N., Bepalov I.Ya. Information on research conference "Actual problems power and resource conserve electrical technology APEET-06"	64
---	----



Особенности релейной защиты управляемых подмагничиванием шунтирующих реакторов напряжением 110–500 кВ

ДОЛГОПОЛОВ А.Г.

На основании опыта проектирования и расчёта режимов описаны особенности и общие принципы выполнения релейной защиты управляемых подмагничиванием шунтирующих реакторов напряжением 110–500 кВ.

On the basis of experience of designing and calculation of operation models of reactors the character features and the general principles [performance] of construction of the relay protection of magnetically controlled shunting reactors with rated voltage 110–550 kV are described.

В последние годы всё более широкое применение находят управляемые шунтирующие реакторы (УШР), имеющие значительные функциональные преимущества по сравнению с неуправляемыми ШР и технико-экономические по сравнению с альтернативными управляемыми устройствами – СК, СТК и т.п. Лидирующее положение по количеству поставок и времени эксплуатации УШР занимают управляемые подмагничиванием реакторы серии РТУ, которые выпускаются в соответствии с утверждёнными ОАО "ФСК ЕЭС" Техническими требованиями и Техническими условиями [1–4]. С 1999 г. в России и странах СНГ введено в промышленную эксплуатацию более 10 УШР данного типа напряжением от 110 до 500 кВ и мощностью до 180 Мвар.

Основным силовым высоковольтным элементом таких реакторов является электромагнитная часть, которая по схеме соединения обмоток, технологии изготовления, климатическому и конструктивному исполнению, подключению к шинам подстанции, условиям монтажа и эксплуатации практически не отличается от трёхфазных силовых трансформаторов соответствующего напряжения и мощности. Это означает, что на реакторы серии РТУ могут быть распространены нормы проектирования, требования ПУЭ [5] и ПТЭ в части релейной защиты (РЗ), защиты от перенапряжений, пожаротушению и т.д., действующие для типового серийного маслонаполненного трансформаторного оборудования.

Однако практика проектирования установок с реакторами серии РТУ различными органи-

зациями показывает, что отсутствие методических указаний или рекомендаций, а также знаний особенностей конструкции и режимов управляемых подмагничиванием реакторов приводит к значительным затруднениям, а порой и ошибкам при выборе состава защит и расчёте уставок. Публикаций по релейной защите УШР серии РТУ после [6] не было, поэтому задачей настоящей статьи является обобщение опыта проектирования и описание особенностей исполнения РЗ с учётом режимных и конструктивных отличий реакторов от силовых трансформаторов.

При одинаковом принципе действия управляемые подмагничиванием реакторы в зависимости от класса напряжения, мощности и требований к техническим характеристикам имеют отличия по количеству и схеме соединения обмоток (двух- или трёхобмоточные), конструкции (трёхфазное или пофазное исполнение), составу оборудования (наличие дополнительных фильтров, конденсаторных батарей, резервного подмагничивания и т.д.), числу и расположению встроенных трансформаторов тока (ТТ).

В задачу настоящей статьи из-за ограниченности её объёма не входит описание всех возможных модификаций УШР и соответствующей конкретной реализации устройств РЗ, поэтому рассмотрение особенностей и общих принципов выполнения релейной защиты приводится на примере наиболее распространённой для всех классов напряжения конструкции электромагнитной части трёхфазного исполнения (РТДУ) с тремя обмотками – сетевой (СО),

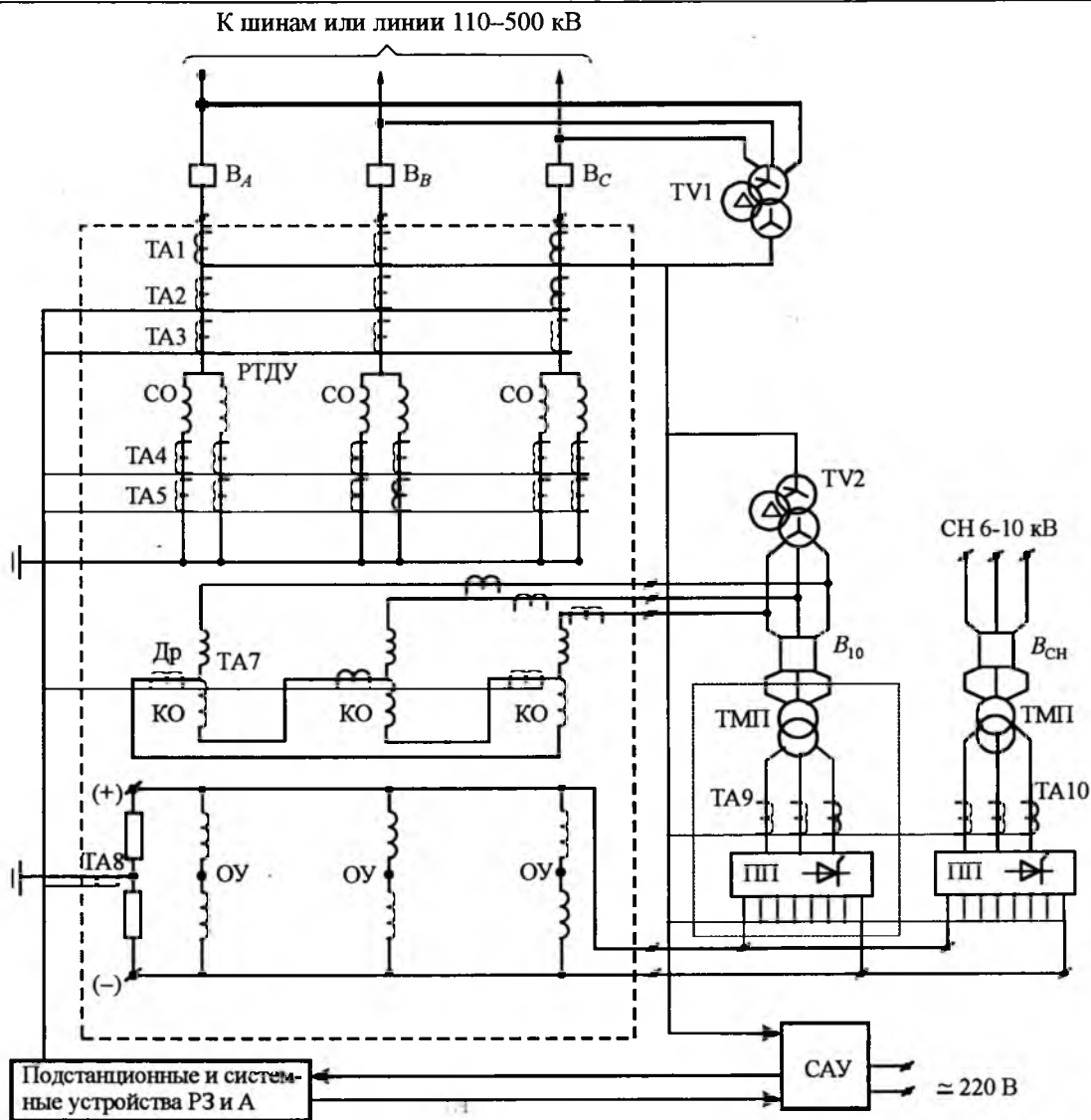


Рис.1. Принципиальная электрическая схема соединений управляемого подмагничиванием шунтирующего реактора:

РТДУ – электромагнитная часть реактора; *ТМП* – трансформатор с преобразователем (ПП) для подмагничивания; *ПП* – полупроводниковые трёхфазные управляемые преобразователи; *САУ* – система автоматического управления

управления (ОУ) и компенсационной (КО), к выводам которой подключен трансформатор с преобразователем (ТМП) для подмагничивания (рис.1).

Основная рабочая обмотка реактора (СО) подключается непосредственно к шинам или линии соответствующего напряжения через выключатель, имеет схему соединений "звезда с глухозаземлённой нейтралью", две параллельные ветви в каждой фазе и встроенные ТТ в количестве, достаточном для подключения продольной и поперечной дифференциальных токовых защит, регулирования, мониторинга (при необходимости).

Компенсационная обмотка, соединённая в треугольник, выполняет две главные функции – питание основного ТМП для подмагничивания реактора (при наличии резервного ТМП его подключают к СН подстанции) и замыкание в треугольнике КО токов третьей и кратных ей высших гармоник для предотвращения их выхода в сеть и улучшения формы тока СО. При отсутствии дополнительных присоединений мощность ТМП и третьей гармоники не превышает 20% мощности реактора, поэтому КО выполняется уменьшенного сечения и для обеспечения её динамической устойчивости при внешних КЗ реагируется встроенными дросселями (Др).

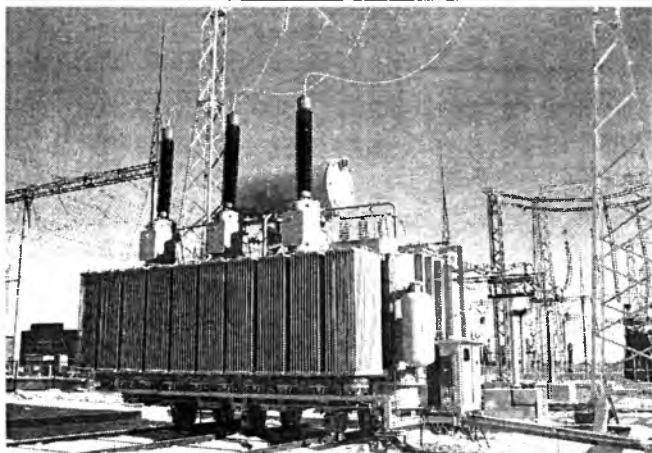


Рис.2. Управляемый реактор РТУ-100000/220 на ПС "Хабаровская" МЭС Востока

Обмотка управления своими секциями каждой фазы включена встречно относительно секций СО, поэтому переменное напряжение на её выводах отсутствует, что позволяет объединить их и подключить к выводам выпрямленного напряжения ТМП для подмагничивания. Цепи ОУ и ТМП связаны с контуром заземления через встроенные в электромагнитную часть резисторы сопротивлением порядка 20–30 Ом.

На рис.2 приведён внешний вид реактора типа РТУ-100000/220 на ПС "Хабаровская" МЭС Востока. Подобную конструкцию и схему соединения обмоток имеют 6 УШР: РТУ-63000/110 на ПС "Советск" МЭС Северо-Запада, РТУ-100000/220 на ПС "Чита" МЭС Сибири, "Хабаровская" и "Хехцир" МЭС Востока, РТУ-180000/330 на ПС "Барановичи" и "Мирадино" в Белоруссии. Остальные работающие реакторы с подмагничиванием имеют одну вторичную обмотку, совмещающую функции ОУ и КО [4, 6].

В основной и минимально возможный объём поставки реактора, необходимый для его функционирования, кроме электромагнитной части и ТМП наружной установки входит система автоматического управления (САУ), которая посредством изменения выпрямленного напряжения и тока преобразователя ТМП обеспечивает требуемое подмагничивание магнитопровода через ОУ по заданным алгоритмам автоматического или ручного управления.

В САУ обеспечиваются режимные ограничения диапазонов регулирования и допустимых перегрузок по токам СО и ОУ с соответствующим воздействием на углы управления тири-

сторными преобразователями. Релейная защита и автоматика выключателей СО и ТМП не входит в функции системы управления и реализуется в отдельных панелях РЗ.

Типовое оборудование для присоединения реактора к шинам или линии – выключатели, разъединители, ограничители перенапряжений, трансформаторы напряжения и тока (ТТ), выбирается при проектировании в соответствии с номинальными параметрами и не требует пояснений.

Состав устройств РЗ, их реализация на терминалах различных фирм с соответствующим конфигурированием, подключение по цепям тока к встроенным или выносным ТТ, степень аппаратного резервирования варьируются достаточно широко и зависят от многих факторов – напряжения и мощности реактора, схемы его подключения (защита шин и ошиновки, УРОВ, участие в циклах ОАПВ или ТАПВ), выбранной элементной базы (как правило, поставщик терминалов РЗ определяется тендером); количества, расположения и типа ТТ, требований заказчика и его диспетчерского управления в части РЗ, решений проектной организации. Практической иллюстрацией к этому является опыт реализации основных электрических защит реактора одного типа различными проектными институтами: использовались как электромеханические реле, так и цифровые терминалы ("Сименс", АВВ, "Альстом"); только встроенные ТТ или преимущественно выносные; резервировались только терминалы и защиты с абсолютной селективностью или применялся весь ряд резервных защит по аналогии с трансформаторами.

Объём РЗ, количество встроенных ТТ, номинальные параметры реактора (мощность, напряжение, ток, коэффициенты трансформации, состав оборудования), как правило, согласуются на этапе заказа УШР между заказчиком, поставщиком и проектной организацией. Независимо от возможных вариантов состава РЗ, выбора элементной базы, степени резервирования управляемый реактор имеет конструктивные и режимные особенности, которые следует учитывать при проектировании его релейной защиты. Ниже рассматриваются электрические защиты УШР, поскольку газовая защита, контроль изоляции вводов и система мониторинга практически не отличаются от применяемых для силовых масляных трансформаторов соответствующего напряжения.

Следует отметить существенные преимущества УШР по сравнению с трансформаторами с точки зрения надёжности и ожидаемого срока службы – отсутствие РПН и нагрузок со стороны вторичной обмотки (за исключением рядом стоящего ТМП), что практически сводит к нулю возможность перегрузок и токов сквозных КЗ. Кроме того, конструктивное исполнение обмоток на полустержнях магнитопровода определяет увеличенное напряжение КЗ обмоток СО–КО и меньшие броски токов включения реактора, что существенно снижает динамические и термические воздействия при внешних КЗ и коммутациях, а также позволяет повысить чувствительность дифференциальных токовых защит.

В отличие от силового трансформатора, ток намагничивания которого можно пренебречь при построении дифференциальной защиты, охватывающей первичную и вторичную обмотку, управляемый подмагничиванием реактор работает по принципу магнитного усилителя без активной нагрузки. Ток сетевой обмотки УШР является по существу током намагничивания, и его потребляемая мощность регулируется степенью насыщения стержней магнитопровода, в результате чего в широких пределах от ХХ до номинального значения (или допустимой перегрузки) изменяются индуктивность и потребляемый ток сетевой обмотки.

При отсутствии нагрузки (конденсаторной батареи или питания СН подстанции) соответствующий ток во вторичной обмотке отсутствует, и КО практически работает в режиме ХХ, нагруженная в нормальных режимах только токами третьей гармоники и кратными ей (током самоподмагничивания через ТМП мощностью порядка 1% номинальной мощности УШР можно пренебречь). Из этого следует, что дифференциальные защиты могут охватывать только сетевую обмотку, а вторичные КО и ОУ необходимо защищать отдельно.

Основное схемное отличие электромагнитной части УШР от двухобмоточного трансформатора – наличие ОУ, развязанной по переменному напряжению и предназначенной исключительно для подмагничивания стержней магнитопровода выпрямленным током. В нормальных режимах синусоидальные токи и напряжения в ОУ отсутствуют, а циркуляция в её секциях выпрямленного тока препятствует нормальному

функционированию ТТ, вызывая их насыщение. Поэтому защита ОУ требует особого, нетрадиционного подхода.

По составу и схеме соединений силового оборудования управляемый подмагничиванием реактор отличается наличием рядом стоящих ТМП и, при необходимости, фильтра на выводах КО. Эти силовые элементы имеют мощность в пределах нескольких процентов, соединяются с электромагнитной частью короткой воздушной ошиновкой и являются, как правило, единственной нагрузкой со стороны вторичной обмотки. Указанное соотношение мощностей и сравнительно высокое напряжение КЗ обмоток СО–КО (в несколько раз выше, чем у силового трансформатора) приводит к тому, что даже маловероятные КЗ на выводах КО и в цепях ТМП не вызывают сверхтоков в электромагнитной части реактора.

Рассмотрим возможный состав защит УШР указанной конструкции и каждой из обмоток его электромагнитной части, исходя из следующих предположений:

- выносные трансформаторы тока отсутствуют или не используются, поэтому все защиты УШР подключаются к встроенным ТТ, приведённым на рис. 1;

- состав защит должен быть минимальным, т.е. необходимым и достаточным для РЗ каждого силового элемента реактора;

- для РЗ УШР применяются известные для силовых трансформаторов схемы токовых защит, их аппаратная реализация, методы расчёта уставок и расчётные режимы;

- подразумевается, что защита ошиновки до ТТ вводов СО, автоматика УРОВ, обдува и пожаротушения (при необходимости) выполняются по аналогии с трансформаторным оборудованием и далее не рассматриваются.

Сетевая обмотка управляемого шунтирующего реактора (как и неуправляемого ШР) должна быть защищена от однофазных, междуфазных и витковых замыканий [5]. Продольная и поперечная дифференциальные защиты, охватывающие по указанным выше причинам только СО, выполняют все функции её РЗ от этих видов повреждений. Если наряду с газовой защитой дифференциальные защиты резервируются аппаратно (дублируются) или токовыми защитами вторичных обмоток (как это показано ниже), то другие дополнительные защиты СО, в

отличие от трансформаторов, не являются необходимыми.

Это объясняется тем, что практическое отсутствие нагрузки со стороны вторичного напряжения исключает протекание опасных сверхтоков сквозных КЗ и перегрузок в СО. Кроме того, даже при установке резервной МТЗ со стороны выводов СО, она будет нечувствительна к внешним КЗ за дросселями КО, и менее чувствительна к внутренним КЗ, чем МТЗ в треугольнике КО, которую нет необходимости отстраивать от рабочих токов СО. Что касается максимально возможной допустимой перегрузки реактора (до $130\% I_{ном}$), то она не является опасной и контролируется в САУ с действием на сигнал.

Вторичная компенсационная обмотка реактора, соединённая в треугольник, в нормальных режимах нагружена преимущественно током третьей гармоники, максимальное действующее значение которого во всем диапазоне регулирования меньше 20% приведённого номинального тока СО УШР. Это означает, что при установке в цепях ТТ КО трёхфазной двухступенчатой максимальной токовой защиты уставку её 2-й ступени может быть на уровне $(0,3-0,5)I_{ном}$ (с отстройкой по времени от токов включения и внешних КЗ), а 1-й ступени без выдержки времени – порядка $(3-4)I_{ном}$ (отстройка по току в тех же режимах).

Столь низкие первичные токи срабатывания определяются отсутствием сквозных токов нагрузки, а также сравнительно небольшими токами внешних КЗ и бросками токов включения (амплитудное значение не более $2,8I_{ном}$). При этом 2-я ступень МТЗ с высокой чувствительностью резервирует как отсекку КО, так и защиты двух других обмоток в случае их отказа при внутренних повреждениях.

Обмотка управления УШР в силу своего исполнения, назначения и режима работы не имеет трансформаторной связи с другими обмотками, а также встроенных ТТ в каждой фазе, что исключает традиционное исполнение дифференциальных или максимальных защит для неё. Установке дополнительных ТТ в каждой ветви ОУ препятствует как конструктивное условие и необходимость дополнительных выводов на крышке бака, так и насыщение ТТ в рабочих режимах выпрямленным током подмагничивания. К тому же, даже при установке

ТТ в этих ветвях, продольная дифференциальная защита не будет действовать при витковых замыканиях.

Тем не менее, существуют как минимум два способа защиты ОУ от внутренних поврежденных максимальными токовыми защитами. При замыкании на корпус (магнитопровод) любой секции ОУ в цепи её заземления (ТЛ8 на рис. 1) возникает переменный синусоидальный ток, который определяется значением встроенных сопротивлений, числом витков и достигает 1,5 кА. Поскольку в нормальных режимах токи небаланса в этой цепи не превышают нескольких ампер (первичных), а при коммутациях очень кратковременны, уставка МТЗ может составлять 20–30 А с временем срабатывания около 0,2 с, что определяет высокую чувствительность и эффективность данной защиты ОУ от замыканий на корпус.

При витковых замыканиях в любой секции ОУ нарушается её симметрия относительно двух других обмоток и возникает трансформаторная связь между ними с протеканием аварийных токов, соответствующих числу замкнувшихся витков. Поскольку уставка описанной выше МТЗ КО вдвое ниже номинального тока, она защищает от витковых замыканий не только "свою" обмотку, но и более 90% витков ОУ и СО.

Встроенные ТТ на выводах КО за токоограничивающими дросселями при отсутствии других нагрузок обтекаются только рабочими токами ТМП (менее 100 А), что позволяет иметь чувствительную МТЗ, защищающую ошиновку до выключателя ТМП и резервирующую двухступенчатую токовую защиту самого ТМП на выносных ТТ выключателя 10 кВ. Методика расчёта максимальных токовых защит известна и при заданных номинальных параметрах не вызывает затруднений.

Поскольку мощность присоединений на стороне КО в десятки раз ниже мощности самого УШР (например, мощность ТМП для реактора 220 кВ составляет менее 1%), выводы КО для этих присоединений можно считать шинами бесконечной мощности, что существенно упрощает схему замещения.

При оценке чувствительности МТЗ присоединений на выводах вторичной обмотки реактора следует учитывать повышенное напряжение КЗ между сетевой обмоткой и обмоткой,

соединенной в треугольник. Так, при $U_k = 50\%$ для обмоток СО–КО реактора класса 500 кВ напряжение на выводах вторичной обмотки с набором номинальной мощности снижается вдвое, а при максимальной перегрузке – в 2,5 раза по сравнению с напряжением в режиме ХХ реактора. Это минимальное напряжение и должно приниматься за расчётное. Если при этом коэффициент чувствительности МТЗ оказывается недостаточным при КЗ за трансформатором, питающим тиристорный преобразователь, необходимо применять более чувствительную, например, продольную дифференциальную токовую защиту этого присоединения.

В ряде случаев ТТ в треугольнике и на выводах КО используются также для построения дифференциальной защиты этой обмотки без выдержки времени, однако из-за значительных токов небаланса при внешних КЗ и включениях реактора её уставку превышает уставку МТЗ на ТТ треугольника КО.

Таким образом, в минимально необходимый объём РЗ УШР рассмотренной конструкции входят следующие токовые защиты (наряду с КИВ, газовой защитой и сигнализацией САУ о перегрузке):

- для сетевой обмотки реактора – продольная и поперечная дифференциальные защиты;
- для компенсационной обмотки – двухступенчатая максимальная токовая защита;
- для обмотки управления – МТЗ на ТТ заземлённого вывода средней точки ОУ;
- для присоединений компенсационной обмотки – МТЗ на встроенных ТТ выводов КО и двухступенчатая токовая защита на выносных ТТ выключателя ТМП.

В настоящее время для цифровых защит мощных трансформаторов и реакторов, как правило, практикуется 100%-е резервирование терминалов и токовых цепей с независимым питанием. Такая избыточность позволяет уменьшить или полностью исключить дополнительные резервные защиты обмоток УШР, поскольку указанные выше защиты обеспечивают функции взаимного резервирования.

Расчётные режимы и методы расчёта уставок защит СО и КО УШР, проверки их чувствительности совпадают с расчётом РЗ обычного двухобмоточного трансформатора со схемой соединений "звезда с нулем – треугольник". Отличительными особенностями являются

отдельные дифференциальные защиты СО, повышенное напряжение КЗ обмоток СО–КО (20–50%) и наличие встроенных токоограничивающих дросселей, которые дополнительно увеличивают эквивалентное U_k при КЗ на внешних выводах КО до 50–100% (соответственно до одного–двух номинальных значений снижается расчётное значение тока при трёхфазном КЗ за вторичной обмоткой КО).

В качестве практического примера приведём состав защит, значения токов в обмотках, номинальные параметры, первичные уставки, аппаратное исполнение и резервирование РЗ для УШР 220 кВ, мощностью 100 Мвар.

Управляемый реактор типа РТУ-100000/220 имеет следующие основные параметры, используемые при составлении схем замещения и расчёте уставок РЗ:

Номинальная мощность, квар	100000
Номинальное напряжение, кВ	242
Номинальный ток сетевой обмотки, А	239
Максимально допустимая перегрузка, А	310
Коэффициент трансформации СО–КО	22 (или 12,8 по виткам фазных обмоток)
Напряжение КЗ между обмотками СО–КО, %	20
Эквивалентное напряжение КЗ СО – выводы КО с учётом дросселей, %	110
Максимальное действующее значение тока третьей гармоники в КО, А	550
Максимально допустимый ток небаланса в заземлённой нейтрали ОУ, А	15
Мощность трансформатора основного ТМП, кВ·А	630
Напряжения ВН/НН, кВ	10,5/0,23
Номинальный ток обмотки ВН ТМП, А (при максимальной перегрузке до 50 А)	33
Напряжение КЗ ВН-НН трансформатора ТМП, %	5
Схема соединений	"звезда с нулем – треугольник"

На расчётных осциллограммах рис.3 показан характер изменения токов в обмотках реактора при наборе мощности от ХХ до номинального значения. Для тока третьей гармоники в ОУ характерно его плавное изменение от нуля до максимума при половинной нагрузке реактора и снова к нулю в номинальном режиме полупредельного насыщения, в котором сетевой ток реактора не содержит высших гармоник.

Расчётные осциллограммы получены в программе НРАСТ [1–3], детально моделирующей

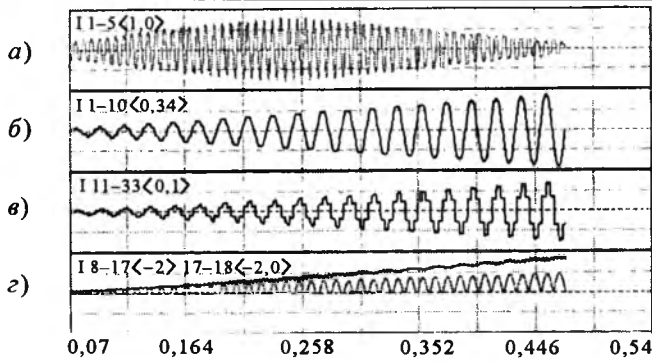


Рис.3. Набор мощности от ХХ до номинальной:

a – ток в треугольнике КО; *б* – ток фазы СО; *в* – ток фазы трансформатора ТМП; *г* – ток подмагничивания на выходе преобразователя ТМП и в одной из фаз ОУ

электромагнитные процессы в УШР в нормальных и аварийных режимах. Сравнение численных результатов с результатами расчётов по схемам замещения и с осциллограммами в ходе сетевых испытаний показали их высокое совпадение – расхождения не превышают 5%, что вполне удовлетворительно для выбора уставок защит.

На рис.4 приведены осциллограммы токов при близком внешнем однофазном КЗ в сети 220 кВ (сопротивление системы принято 16 Ом, масштабы токов в килоамперах приведены в левом верхнем углу каждого явления). Практически вне зависимости от предшествующей нагрузки реактора и степени насыщения магнитопровода в обмотках реактора возникают синусоидальные токи КЗ, которые качественно и количественно совпадают с аналогичным режимом двухобмоточного трансформатора с $U_k = 20\%$.

Осциллограммы токов сетевой обмотки при включении реактора получены на цифровом осциллографе терминала РЗ в ходе сетевых при-

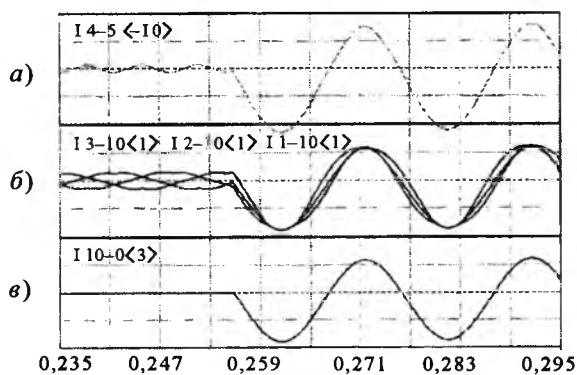


Рис.4. Внешнее однофазное КЗ:

a – ток в треугольнике КО (действующее значение периодической составляющей 6,4 кА); *б* – ток фаз сетевой обмотки (500 А); *в* – ток нейтрали СО (1,5 кА)

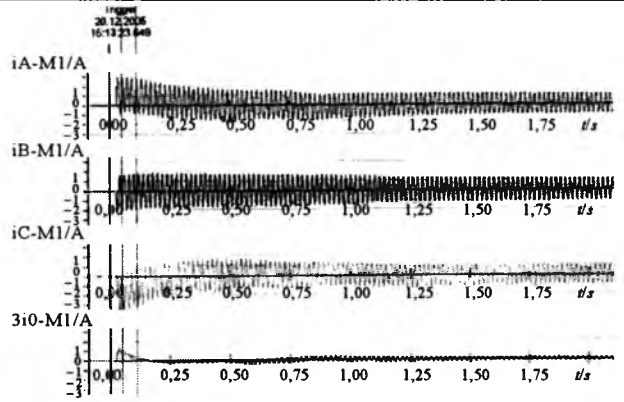


Рис.5. Осциллограмма токов СО при включении реактора РТУ-100000/220 на ПС "Хабаровская"

ёмо-сдаточных испытаний РТУ-100000/220 на ПС "Хабаровская" (рис.5). Аperiodические составляющие токов фаз не превышают двукратного номинального значения, основное время их затухания составляет около 0,2 с.

Расчётные осциллограммы на рис.6, 7 характеризуют режимы внутренних КЗ в ОУ – соответственно замыкание одной секции обмотки управления на корпус и витковое замыкание всех витков секции ОУ. Понятно, что с уменьшением числа замкнувшихся витков аварийные токи в обмотках также будут снижаться.

Приведённые данные по параметрам обмоток СО, КО и ТМП, максимальным токам третьей гармоники в КО и небаланса в нейтрали ОУ позволяют провести расчёты уставок и коэффициентов чувствительности всех токовых защит реактора. Для дифференциальных защит СО расчётным режимом является только небаланс ТТ при внешних КЗ и включениях, поскольку устройства РПН в УШР отсутствуют,

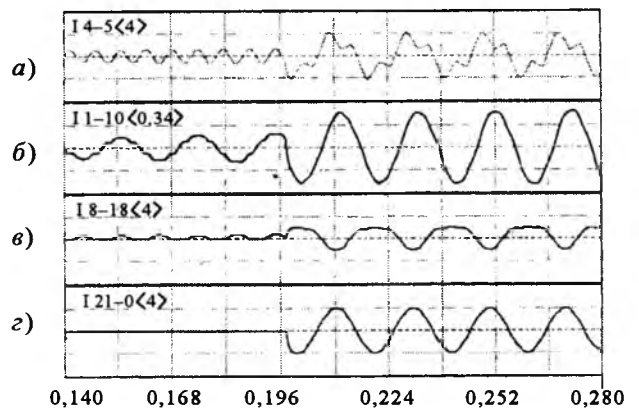


Рис.6. Замыкание на корпус одной секции фазы А обмотки управления:

a – ток в треугольнике КО; *б* – ток фазы СО; *в* – ток секции ОУ; *г* – ток в нейтрали ОУ (1,4 кА)

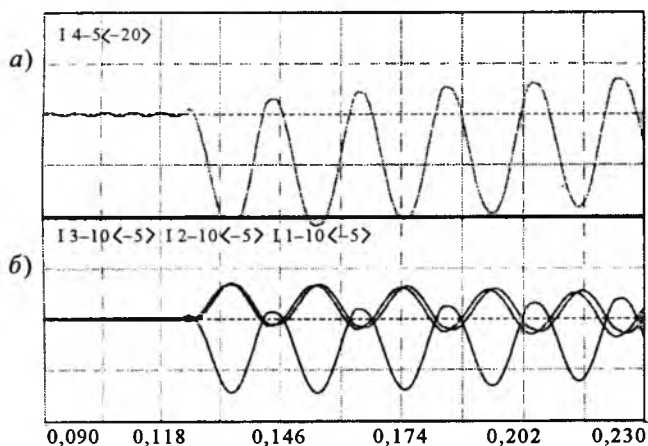


Рис. 7. Замыкание витков одной секции фазы А ОУ:
 а – ток в треугольнике КО (действующее значение периодической составляющей 9 кА); б – токи фаз СО (1400 А в фазе А, 700 А в фазах В и С)

а броски токов намагничивания при коммутациях протекают во всех группах ТТ обмотки. Выравнивание витков в цифровых терминалах реализуется с высокой точностью, максимум токов включения и режимов внешних коротких замыканий не превышает двух-, трёхкратного значения номинального тока СО реактора, поэтому как уставки этих защит до начала торможения, так и коэффициенты торможения можно принимать минимальными.

В результате расчётов по известным схемам замещения и соотношениям, которые для краткости не приводятся, приняты следующие первичные уставки токовых защит:

- уставки продольной и поперечной дифференциальных защит СО – $0,2I_{\text{ном}}$, продольной дифференциальной отсечки – $4I_{\text{ном}}$;
- токовая отсечка КО – 10 кА, МТЗ второй ступени – 800 А с выдержкой времени 1,5 с;
- уставка МТЗ ОУ – 30 А, выдержка времени – 0,2 с;
- МТЗ на выводах КО – 100 А с выдержкой времени 1 с, отстроенной от МТЗ на выносных ТТ выключателя ТМП.

Проверка в требуемых режимах показала, что коэффициенты чувствительности всех защит существенно превышают нормируемые. Для МТЗ на выводах КО необходимо пояснить, что трансформатор основного ТМП имеет заземлённую нейтраль звезды обмотки ВН (в отличие от резервного ТМП, подключаемого к сети СН 6–10 кВ с изолированной нейтралью). В результате КО имеет связь с контуром заземления через нейтраль нагрузки (ТМП) и

токи однофазного КЗ на её выводах достигают 1 кА, что обеспечивает высокую чувствительность максимальных токовых защит, в том числе и при таких повреждениях. В случае подключения трансформатора ТМП с изолированной нейтралью обмотки ВН защита от однофазных замыканий с действием на сигнал (или отключение) выполняется по напряжению нулевой последовательности на выводах обмотки ТН-10 кВ, соединённой в открытый треугольник.

Аппаратно комплекс РЗ РТУ-100000/220 на ПС "Хабаровская" выполнен на терминалах фирмы "Сименс" в двух стандартных панелях с двумя терминалами в каждой. Обеспечено 100%-е аппаратное резервирование (в каждой панели один терминал обеспечивает защиты СО, другой – защиты вторичных обмоток) с разделением токовых цепей и цепей питания защит. Программные и аппаратные возможности терминалов в данном случае позволили разработчикам РЗ без усложнения и удорожания наряду с перечисленными выше защитами реализовать дифференциальную токовую защиту КО и резервную максимальную токовую защиту СО.

В заключение следует отметить, что для рассмотренного и других исполнений УШР с подмагничиванием пока не существует единых решений по составу защит, их аппаратной реализации, степени резервирования и расчёту уставок. Наряду с рассмотренным минимальным составом РЗ УШР на практике применяется более широкий спектр как основных, так и резервных защит. Для СО наряду с дифференциальной защитой (и дифференциальной отсечкой) зачастую предусматриваются различные максимальные токовые защиты, а для КО наряду с высокочувствительной двухступенчатой МТЗ – дифференциальная защита на ТТ в треугольнике и на выводах обмотки.

В то же время для реакторов 110 и 500 кВ с совмещённой вторичной обмоткой отсутствует возможность защиты ОУ с абсолютной селективностью без выдержки времени (дифференциальной). УШР напряжением 110 кВ и ниже обычно не имеют ТТ в расщеплённых ветвях СО и возможность выполнения поперечной дифференциальной защиты. В таких случаях для защит от витковых КЗ и резервирования на вводах сетевой обмотки необходимо предусматривать максимальную токовую защиту, обычную или повышенной чувствительности.

Применительно к схеме двухобмоточного реактора 500 кВ с пофазным исполнением и управлением институтом "Энергосетьпроект" (г. Москва) в 2004 г. разработаны "Общие технические требования к МП устройствам РЗ УШР типа РТУ", которые содержат рекомендации по составу защит всех элементов реакторов данного схмотехнического исполнения. Эти технические требования и рекомендации использовались при проектировании комплексов РЗА УШР 500 кВ на ПС "Таврическая" и "Барабинская" МЭС Сибири. Однако указанные требования не доведены до уровня утверждённых методических указаний по проектированию и не рассматривают другие схемы и конструкции УШР, в частности трёхобмоточные.

Перечисленные выше и другие вопросы требуют дальнейшей разработки методики проектирования РЗ, учитывающей аппаратные и режимные особенности УШР по сравнению с трансформаторами или неуправляемыми ШР, имеющими одну сетевую обмотку.

Выводы

1. Для управляемых подмагничиванием реакторов могут применяться нормативные документы и требования ПУЭ в части РЗ силовых трансформаторов соответствующего напряжения и мощности, поскольку конструкции и схемы соединений аналогичны, а режимы внешних и внутренних КЗ УШР соответствуют таковым в трёхфазных трансформаторах и практически не зависят от нагрузки предшествующего режима и насыщения магнитопровода.

2. Главной особенностью РЗ УШР является необходимость отдельной защиты каждой обмотки реактора – сетевой, управления и компенсационной, что определяется режимом работы реактора как магнитного усилителя – рабочий ток сетевой обмотки УШР по существу является током шунта намагничивания, изменяемым степенью насыщения стержней магнитопровода при их подмагничивании.

3. В отличие от трансформаторов для УШР наличие резервных защит первичной обмотки не является обязательным, поскольку функции дальнего резервирования не требуются ввиду практического отсутствия вторичных нагрузок, а ближнее резервирование обеспечивается дублированием основных быстродействующих защит.

4. Вторая ступень максимальной токовой защиты КО, соединённой в треугольник, при уставке $0,3-0,5I_{ном}$ обладает высокой чувствительно-

стью при витковых и однофазных замыканиях любой обмотки реактора, что позволяет считать её резервной (наряду с газовой защитой) для основных защит СО, КО и ОУ

5. Практика проектирования и последующей эксплуатации УШР показывает, что основные требования чувствительности и селективности как основных, так и резервных защит выполняются. Уставки продольной и поперечной дифференциальных защит сетевой обмотки на уровне $0,2I_{ном}$ имеют достаточный запас по несрабатыванию в коммутационных и переходных режимах или режимах внешних КЗ.

6. Расчёт РЗ (МТЗ) оборудования на выводах вторичной обмотки реактора (основного или резервного ТМП, фильтра и т.д.) вследствие их сравнительно небольшой мощности (от 0,5 до 5% мощности реактора) следует выполнять как для отдельного типового присоединения к шинам бесконечной мощности по известным соотношениям.

7. В связи с расширением области применения УШР целесообразно выполнить разработку методических указаний по выбору состава РЗ, расчёту режимов и уставок для управляемых реакторов различных модификаций и схем соединений обмоток электромагнитной части.

Список литературы

1. Брянецев А.М., Долгополов А.Г., Евдокунин Г.А. и др. Управляемые подмагничиванием шунтирующие реакторы для сети 35–500 кВ // Электротехника. 2003. №1.
2. Брянецев А.М., Долгополов А.Г., Лурье А.И. и др. Управляемый подмагничиванием шунтирующий реактор мощностью 180 МВ·А 330 кВ // Электротехника. 2004. №1.
3. Управляемые подмагничиванием электрические реакторы / Под ред. А.М. Брянецева М.: Знак, 2004.
4. Брянецев А.М., Долгополов А.Г., Лурье А.И. и др. Ввод в эксплуатацию управляемого подмагничиванием шунтирующего реактора мощностью 180 МВ·А, 500 кВ // Электротехника. 2006. № 5.
5. Правила устройства электроустановок. М.: Энергоатомиздат, 1986.
6. Долгополов А.Г. Релейная защита управляемого шунтирующего реактора 110 кВ, 25 МВ·А // Электротехника. 1999. №12.

Долгополов Андрей Геннадьевич – технический директор ОАО "Электрические управляемые реакторы" (ОАО "ЭЛУР"), доктор техн. наук, доктор электротехники АЭН РФ, лауреат премии правительства РФ в области науки и техники за 2003 г. Окончил МФ Ново-сибирского электротехнического института в 1973 г. Защитил докторскую диссертацию по теме "Управляемые дугогасящие и шунтирующие реакторы с предельным насыщением магнитной цепи для электрических сетей высокого напряжения" в 2000 г.

Цифровой метод контроля круговой диаграммы РПН силовых трансформаторов

МИХЕЕВ Г.М., ФЁДОРОВ Ю.А., БАТАЛЫГИН С.Н., ШЕВЦОВ В.М.

Разработан цифровой метод снятия круговой диаграммы регулятора напряжения под нагрузкой (РПН), подключённого к нейтрали силового трансформатора. Предложенный метод позволяет автоматически определять моменты срабатывания контактов переключателей и контактора с одновременной фиксацией углов поворота выходного вала привода РПН с помощью цифрового регистратора и датчика угла поворота с электронным выходом. Метод снятия круговой диаграммы применим для быстродействующих РПН с активными токоограничивающими сопротивлениями.

В настоящее время в системе электроэнергетики парк силовых трансформаторов (СТ) значительно устарел, и надёжность их работы продолжает неуклонно падать. В соответствии с программами модернизации и реконструкции подстанций целый ряд СТ заменяются новыми, а количество капитальных ремонтов и ремонтно-восстановительных работ увеличивается. Надёжность работы СТ многих подстанций, на шинах которых поддерживается требуемый уровень напряжения с помощью регуляторов, существенно зависит от точности функционирования всех узлов РПН. В этой связи является весьма актуальной своевременная диагностика состояния РПН, в состав которой входит проверка так называемой круговой диаграммы. Она характеризует обобщённо точность сборки и совместной работы электромеханической части и контактной системы регулятора напряжения СТ.

В соответствии с нормативно-техническими документами при вводе в эксплуатацию новых трансформаторов и трансформаторов, прошедших капитальный или восстановительный ремонт, необходимо снимать круговую диаграмму его РПН, чтобы оценить правильность и точность сочленения вертикального вала привода с переключателем и контактором [1,2].

Традиционная схема, по которой обычно снимается круговая диаграмма РПН для каждой из фаз обмотки СТ [3], приведена на рис. 1. Быстродействующий РПН состоит из нечётного и чётного переключателей Π_1 и Π_2 соответственно, а также

There has been developed a new method of the circle chart test to be applied to the on-load regulator connected to a neutral of the power transformer. The offered method allows to automatically registrar the moments of activation of contact switchers and a contactor with simultaneous fixture of rotation angle of an output shaft of an on-load regulator drive by means of a digital registrar and a sensor of the rotation angle having an electronic output. The circle chart test method is applicable to high speed on-load regulators with active current-limiting resistors.

контактов контактора: левого плеча – K_{11} , K_{12} , правого плеча – K_{21} , K_{22} , токоограничивающих сопротивлений R_1 , R_2 . Круговая диаграмма обычно снимается вручную путём медленного вращения вала привода с помощью рукоятки для нескольких возрастающих, а затем убывающих положений переключателя.

В данной схеме факт срабатывания контактов контактора определяется оператором на слух по характерному щелчку, а замыкание и размыкание контактов переключателя – визуально по загоранию и погасанию сигнальных ламп (питающихся от источника постоянного напряжения) с одновременной фиксацией углов поворота вала по лимбу, жёстко закреплённому на крышке кожуха привода.

Очевидно, что с помощью такой методики процесс снятия круговой диаграммы трудо-

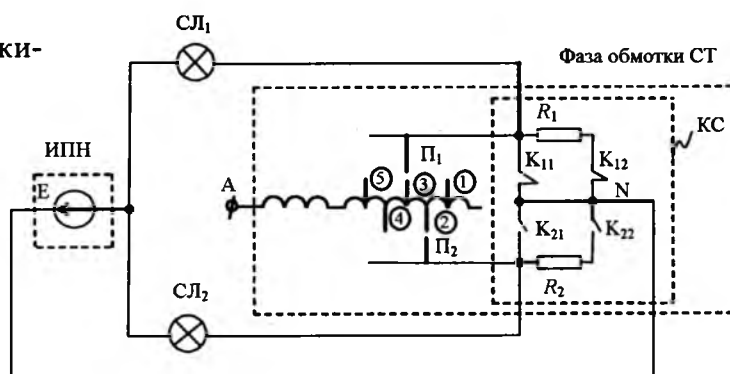


Рис.1. Схема, поясняющая работу традиционного метода снятия круговой диаграммы РПН:

ИПН – источник постоянного напряжения; $СЛ_{1,2}$ – сигнальные лампы; КС – контактная система фазы РПН

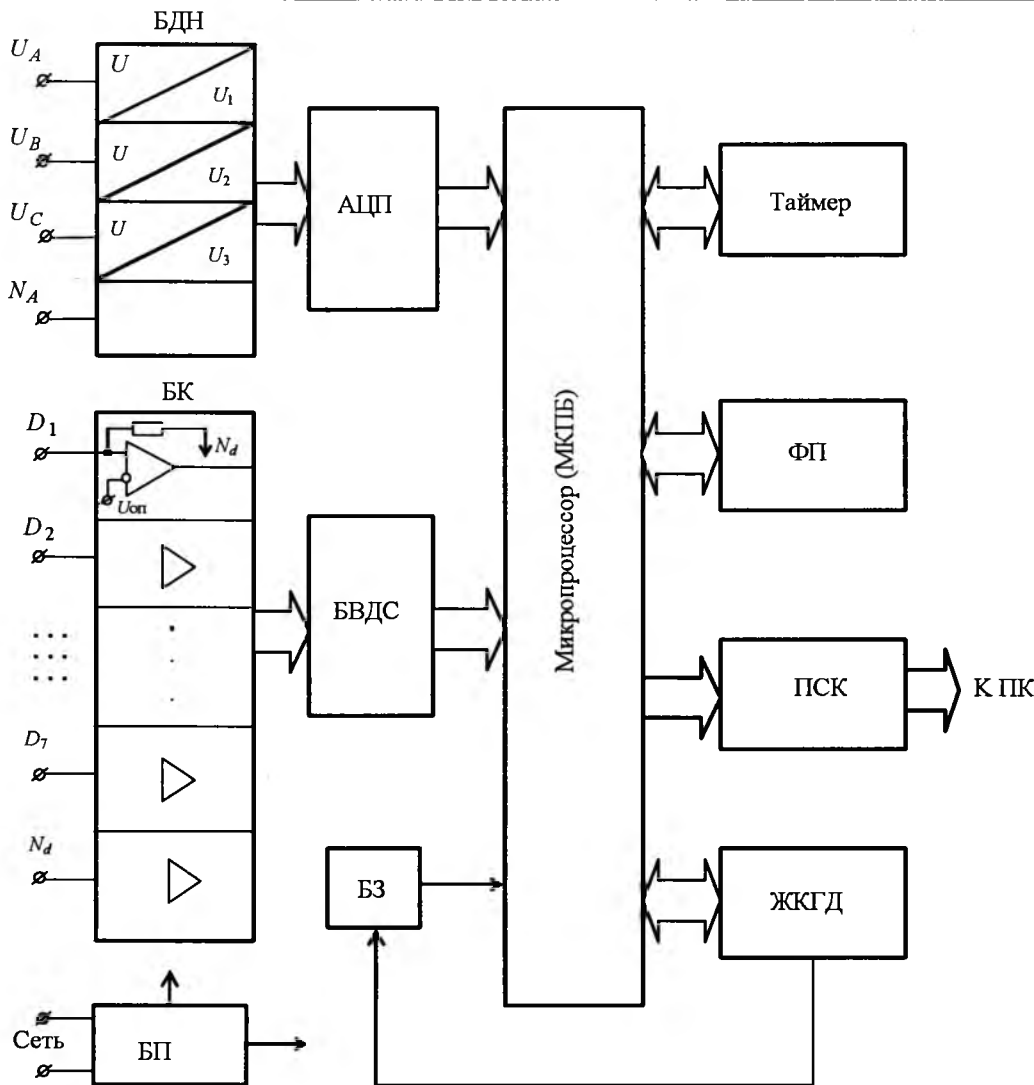


Рис.2. Структурная схема ЦР

ёмок, так как для достаточно точного определения углов поворота вала необходимо медленное ручное вращение рукоятки привода РПН. К числу недостатков этой методики относятся также ручная обработка измеряемых величин и невысокая точность измерения углов переключения контактов контактора и переключателей. В связи с этим является актуальной разработка новой методики снятия круговой диаграммы РПН.

Для реализации данной методики разработан микропроцессорный цифровой регистратор (ЦР), схема которого показана на рис.2. Он содержит блок датчиков напряжений (БДН), блок компараторов (БК), аналого-цифровой преобразователь (АЦП), блок ввода дискретных сигналов (БВДС), микропроцессорный (вычислительный) блок (МКПБ), блок запуска (БЗ), флеш-память (ФП), жидкокристаллический графичес-

кий дисплей (ЖКГД), порт связи с компьютером (ПСК). Блок датчиков напряжений (БДН) содержит три аналоговых канала измерения напряжения U_A , U_B , U_C и общий аналоговый вывод N_A . В свою очередь, блок компараторов (БК) имеет семь вводов дискретных сигналов (D_1 – D_7) и общий вывод N_d .

Ниже изложен цифровой метод снятия круговой диаграммы, позволяющий не только полностью автоматизировать и ускорить процесс измерения, но и осуществить автоматическую обработку измеряемых величин, протоколирование результатов измерений, создать базу данных в электронном виде.

Особенности предлагаемой методики

Автоматизированное снятие круговой диаграммы РПН СТ осуществляется по схеме рис.3, отличительными элементами которой являются: цифровой регистратор (ЦР), датчик угла поворота вала (ДУПВ) и источник постоянного напряжения (ИПН), который с блоком одинаковых активных сопротивлений (БАС) обеспечивает симметричное питание трёх фаз обмотки силового трансформатора с РПН (СТ).

В ЦР дискретные входы (D_1 – D_6) обеспечивают ввод сигналов о состоянии переключателей. На вход D_7 подаются выходные импульсы ДУПВ, а три аналоговых канала U_A , U_B , U_C позволяют вводить сигналы процесса переключения контактора РПН. В этой схеме для снятия круговой диаграммы осуществляется уско-

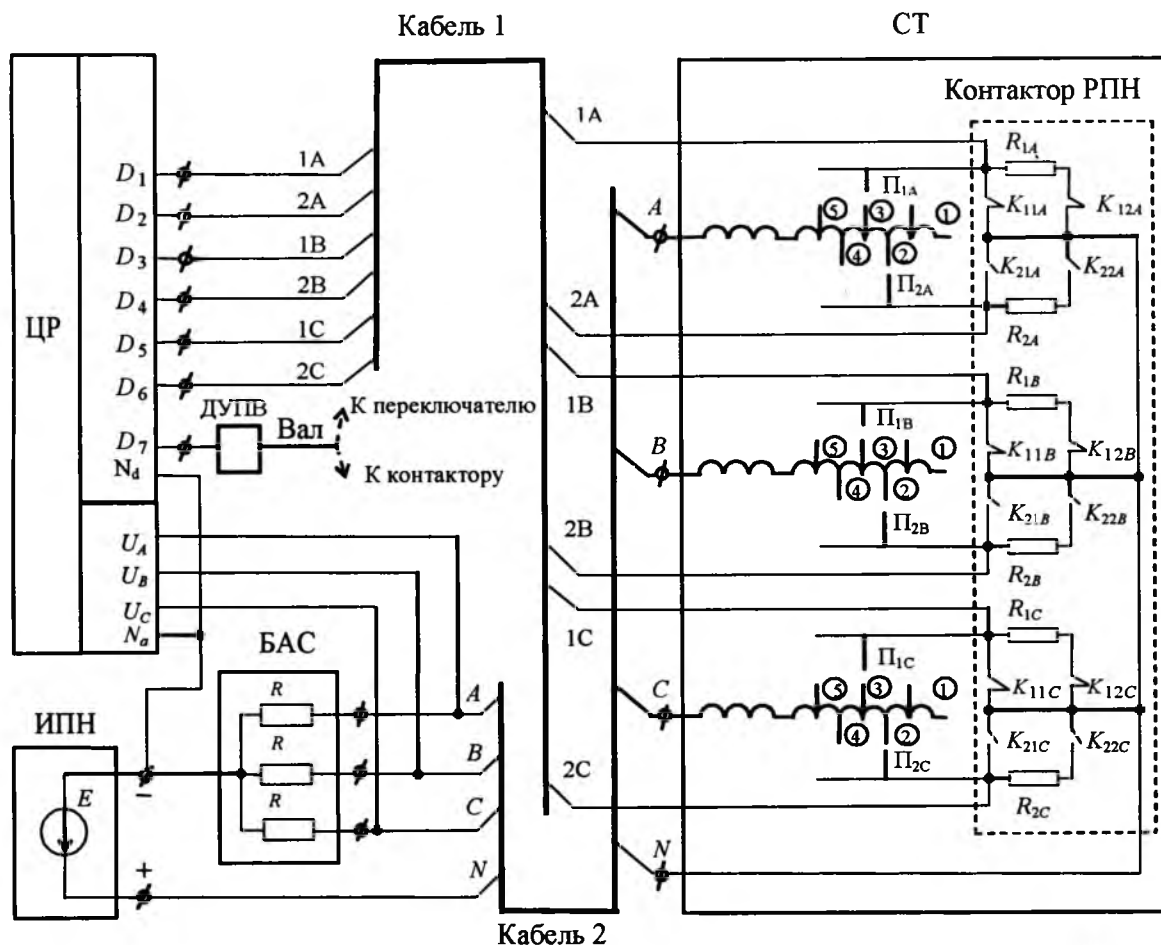


Рис.3. Схема для снятия круговой диаграммы РПН:

K_{11x} – главный контакт левого плеча контактора; K_{12x} – дугогасительный контакт левого плеча контактора; K_{21x} – главный контакт правого плеча контактора; K_{22x} – дугогасительный контакт правого плеча контактора; R_{1x} – токоограничивающее сопротивление левого плеча контактора; R_{2x} – токоограничивающее сопротивление правого плеча контактора; x – фазы «А», «В», «С»

ленно перевод переключателя РПН с одного в другое положение посредством электропривода, а весь процесс измерения, регистрации и обработки выполняется автоматически встроенной программой ЦР. Датчик угла поворота соединяется с валом привода РПН, а электронный выход ДУПВ присоединяется к входу D_7 ЦР.

До начала переключения переключателя РПН и после его окончания напряжение на дискретных входах (D_1-D_6) равно ЭДС ИПН, так как оно подается непосредственно через замкнутые контакты контактора и переключателя. В момент переключения переключателя размыкается цепь одного из плеч переключателя и потому происходит кратковременный разрыв цепи питания соответствующего дискретного входа ЦР, при этом напряжение на нём становится равным нулю. С учётом этого в ЦР оп-

ределяется интервал переключения соответствующего переключателя РПН. Одновременно с входа D_7 поступают импульсы с ДУПВ, по количеству которых в ЦР измеряется угол поворота вала. Заметим, что переключение переключателей не вызывает изменение тока в фазах, так как оно производится в разомкнутом состоянии соответствующего плеча контактора.

Для регистрации последующего процесса переключения контактора используются три аналоговых входа U_A, U_B, U_C ЦР, на каждом из которых напряжение (рис.4) снижается по кривой определённой формы [4]. Существенное значение имеет симметричное питание фаз обмотки СТ от ИПН через блок одинаковых активных сопротивлений, что обеспечивает более динамичное изменение токов в фазах в процессе переключения контактора, благодаря чему

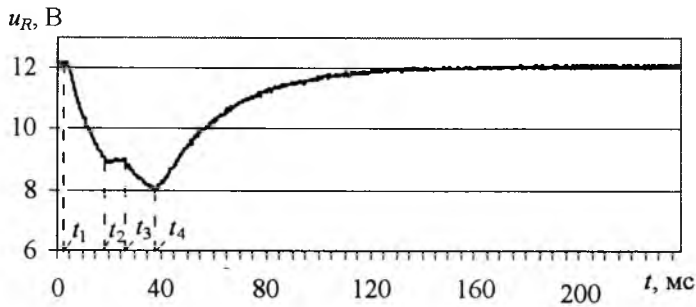


Рис.4. Кривая напряжения на зажимах активного сопротивления при переключении РПН:

t_1 – момент размыкания главного контакта контактора K_{11} ; t_2 – момент замыкания дугогасительного контакта контактора K_{22} ; t_3 – момент размыкания дугогасительного контакта контактора K_{12} ; t_4 – момент замыкания главного контакта контактора K_{21}

значительно уменьшается время между двумя процедурами снятия круговых диаграмм.

В предлагаемой методике существенно улучшены метрологические характеристики всех этапов процедуры снятия круговой диаграммы. Во-первых, операция переключения РПН из одного положения в другое осуществляется собственным электроприводом в реальном темпе времени с четко фиксируемым моментом запуска. Во-вторых, углы поворота вращающегося вала достаточно точно преобразуются в импульсы специальным датчиком с электронным выходом. Важный и наиболее ответственный этап – фиксация последовательности работы переключателей и срабатывания контактов контактора РПН осуществляется одновременно во всех трёх фазах благодаря применению специального симметричного питания фаз обмотки СТ от ИПН и разработанной модификации ЦР динамических процессов. Одновременно достигается улучшение временных параметров измерения и обработки полученных результатов.

Описание процессов снятия круговой диаграммы

На отключённом от сети СТ для снятия круговой диаграммы РПН из ёмкости контактора сливается трансформаторное масло и вскрывается его бак, а также на вал привода регулятора устанавливается датчик угла поворота с электронным выходом. Затем кабелями 1 и 2 осуществляются все соединения в схеме рис.3. Дальнейшая процедура производится следующим образом. Пусть привод РПН нахо-

дится в исходном нечётном положении, например 3: контакты плеча K_{11} и K_{12} контактора замкнуты, а K_{21} и K_{22} разомкнуты, контакты Π_2 переключателя чётной ступени замыкают неподвижный контакт ответвления 2, а контакты Π_1 переключателя замыкают неподвижный контакт ответвления 3. После включения ИПН в сеть питания по четырёхпроводному кабелю 2, сопротивлением БАС и фазам обмотки трёхфазного трансформатора с РПН через замкнутое левое плечо переключателя ответвления 3 и по левому плечу контактора РПН через контакты K_{11} каждой из фаз проходят токи. После окончания переходного процесса токи установятся, и начинается снятие круговой диаграммы с нажатия кнопки блока запуска ЦР, который находится на его передней панели. Далее подается сигнал на электрический привод РПН с целью его перевода на более высокую ступень, т.е. на положение 4. При этом сначала размыкается контакт Π_2 переключателя от неподвижного контакта ответвления 2 и, двигаясь в направлении высшей ступени, замыкает неподвижный контакт ответвления 4. Во время переключения Π_2 на входе D_2 ЦР происходит кратковременное понижение напряжения (обрывается цепь питания), благодаря чему выход компаратора этого канала изменит свое логическое состояние с 1 на 0 (см. кривые $U_{\Pi 2A}$ на рис.5), а затем при касании подвижного контакта переключателя к ответвлению 4 (цепь питания восстанавливается) обмотки СТ выход компаратора примет свое прежнее логическое состояние 1. Одновременно этот процесс наблюдается на других фазах: В и С и, соответственно, на входах D_4 и D_6 ЦР. По мере дальнейшего вращения вала привода в том же направлении срабатывает контактор РПН и происходит размыкание главных контактов K_{11x} и уменьшение тока в фазах обмотки (рис.4, кривая напряжения между t_1 и t_2) за счёт протекания тока через левые плечи контактов контактора K_{12x} и токоограничивающие сопротивления R_{1x} (рис.3). При этом сигнал со вторых зажимов БАС поступает на входы БДН и БК (рис.2), далее на АЦП и затем в МКПБ. В последнем блоке расчётным путём выявляется начало снижения тока фаз и формируется логическая 1 аналогового сигнала U_{κ} , т.е. переход этого сигнала из 0 в 1, момент которого совпадает с началом переключения контактов контактора РПН. По

мере вращения привода происходит замыкание дугогасительных контактов правого плеча контактора K_{22x} , размыкание дугогасительных контактов левого плеча контактора K_{12x} и лишь затем замыкание главных контактов K_{21x} правого плеча контактора (рис.3). После окончания переходного процесса МКПБ формирует изменение логического сигнала 1 на 0 согласно аналоговому сигналу U_k . Таким образом, осуществляется автоматическая регистрация моментов срабатывания левого и правого плеч контактов контактора РПН.

Сигналы D_1-D_6 , $U_{кx}$ вместе с дискретным сигналом D_7 , снимаемым с электронного выхода датчика углов поворота, записываются в энергонезависимую память. Процесс снятия круговой диаграммы заканчивается после прекращения вращения вала. Далее в МКПБ автоматически формируется круговая диаграмма, которая выдается на ЖКГД.

Следует отметить, что при переключении РПН с нечётного положения в чётное переключатель P_1 не принимает участие в коммутации и потому на дискретных входах (D_1, D_3, D_5) ЦР находится сигнал логическая 1, а на экране ЖКГД формируется кривая, которая показана на рис.5 (см. кривые $U_{П1x}$, где x – фазы A, B, C). В процессе переключения с чётного положения в нечётное ответвления РПН переключатель P_2 не принимает участие в коммутации. В связи с этим на дискретных входах (D_2, D_4, D_6) ЦР присутствует сигнал, соответствующий логической 1 [5].

Заметим, что в ЦР специальные защитные цепи не допускают обрыва тока в фазах обмотки трансформатора, тем самым ограничивают коммутационные перенапряжения, вызываемые отключением цепей с большой индуктивностью обмотки трансформатора.

После снятия нескольких круговых диаграмм при переключении РПН в направлении роста и уменьшения положения переключателя, данные из блока ФП через ПСК передаются в персональный компьютер, где могут быть использованы для дальнейшего анализа и хранения.

Кроме того, в устройстве предусмотрена возможность автоматического анализа и сравнения полученных результатов измерения с нормируемыми значениями круговой диаграммы конкретного типа РПН. Для этой цели предусмотрена возможность передачи с персонально-

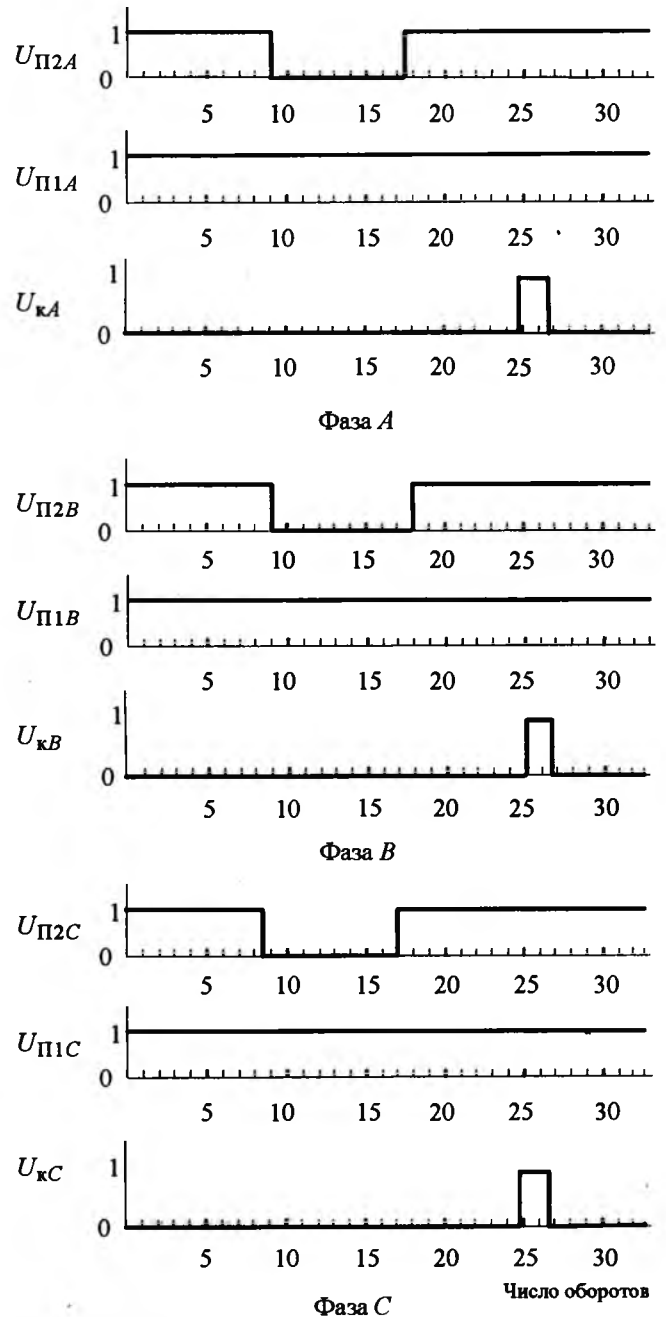


Рис.5. Круговая диаграмма РПН типа РС-9, снятая при переключении с 3 на 4 положение:

$U_{П1x}$ – положение нечётных контактов переключателей; $U_{П2x}$ – положение чётных контактов переключателей; $U_{кx}$ – положение контактов контактора; x – фазы A, B, C (1 – контакты замкнуты, 0 – контакты разомкнуты)

го компьютера (ПК) через ПСК и МКПБ нормируемых значений круговой диаграммы конкретного типа РПН и хранение этих данных в ФП регистратора. В ЦР программно предусмотрен также перевод числа оборотов выходного вала привода РПН в угловые градусы, что удобно для РПН типа РНОА.

Выводы шестипроводного кабеля 1 и четырёхпроводного кабеля 2 имеют специальную маркировку, что упрощает процесс сборки схемы присоединения в полевых условиях на подстанции. Кроме того, соединение предлагаемого устройства с испытуемым объектом на подстанции с помощью длинных кабелей позволяет размещать рабочее место (где расположены ЦР и ИПН) для производства измерений на уровне земли в непосредственной близости от шкафа управления РПН.

Достоинства разработанной методики

В качестве основных достоинств предложенного метода можно выделить автоматизацию синхронизированной цифровой регистрации углов поворота выходного вала привода, увеличение точности измерений, сокращение времени для подготовки и осуществления процесса снятия круговой диаграммы. К числу преимуществ данного метода относится снятие круговой диаграммы в темпе времени, соответствующем рабочему режиму переключения РПН в эксплуатации. Кроме того, положительными качествами предложенной методики и устройства для её осуществления являются автоматическая обработка измеряемых величин, протоколирование результатов измерений с выводом на печать и возможность создания базы данных в электронном виде.

Пример исполнения. На рис. 5 приведена круговая диаграмма всех трёх фаз РПН типа РС-9 (заводской №5881), полученная при переключении РПН из нечётного положения в чётное, трансформатора типа ТРДН-63000/220/10/10 (заводской №1411938), установленного на подстанции "Абашево" филиала ОАО "Чувашэнерго" – Магистральные сети.

Для сборки схемы, в которой определяются параметры процесса переключения контактов контактора РПН, используется четырёхпроводный и шестипроводный кабели длиной по 10 м каждый. В качестве измерителя угла поворота вала с электронным выходом использован датчик типа "ЛИР-158". ИПН обеспечивает регулирование выходного напряжения в диапазоне до 24 В и ограничивает токи 3 А.

Цепь, обеспечивающая непрерывность тока ИПН при отключении питания от сети, в качестве основного элемента использует быстродействующий диод Шотки типа 1N5822, подключённый анодом к общему зажиму ИПН и

катодом к его положительному выводу. ЦР позволяет хранить до 250 круговых диаграмм. Его масса около 1,5 кг, а габариты 210×180×120 мм. Портативность и возможность записи большого количества круговых диаграмм делают его удобным при выезде на удалённый объект.

Выводы

1. Внедрение цифровых методов и новых технических средств на базе микропроцессорных устройств качественно улучшает метрологические характеристики системы контроля и диагностики высоковольтного электрооборудования.

2. Разработанный метод снятия круговой диаграммы РПН с помощью многоканального цифрового регистратора, ИПН с симметричным питанием фаз обмотки трёхфазного трансформатора и датчика угла поворота вала позволяют автоматизировать, ускорить и упростить процесс диагностики СТ.

Список литературы

1. РД 34.45-51.300-97. Объем и нормы испытаний электрооборудования // Под общ. ред. Алексеева Б.А., Когана Ф.Л., Мамиконянца Л.Г. М.: Изд-во НЦ ЭНАС, 2002.
2. РД 34-46-605. Типовая технологическая инструкция. Трансформаторы напряжением 110–1150 кВ мощностью 80 МВ·А и более. Капитальный ремонт. М.: СПО Союзтехэнерго, 1991.
3. Якобсон И.А. Наладка быстродействующих переключающих устройств силовых трансформаторов. М.: Энергия, 1985.
4. Михеев Г.М., Федоров Ю.А., Михеев Г.М. Оперативная диагностика контактора быстродействующего регулятора силового трансформатора // Электротехника. 2005. № 12. С.41–47.
5. Пат. 2290653 РФ. Способ оценки в силовых трёхфазных трансформаторах параметров процесса переключения контактов контактора быстродействующего регулятора под нагрузкой без его вскрытия и устройство для его осуществления / Федоров Ю.А., Михеев Г.М., Шевцов В.М., Баталыгин С.Н. // Бюл. 2006. № 36.

Михеев Георгий Михайлович – главный инженер ООО "Инженерный центр" (г. Чебоксары), канд. техн. наук, заслуженный изобретатель Чувашской Республики. Окончил факультет электрификации промышленности Чувашского ГУ им. И.Н. Ульянова в 1982 г. Защитил диссертацию по теме "Автоматизация приборов для исследования и контроля диэлектрических жидкостей в энергетике" в 1998 г.

Фёдоров Юрий Алексеевич – ведущий научный сотрудник НИЛ ООО "Инженерный центр" (г. Чебоксары). Окончил электротехнический факультет Чувашского ГУ им. И.Н. Ульянова в 1986 г. и заочную аспирантуру.

Баталыгин Сергей Николаевич – директор ООО "Инженерный центр" (г. Чебоксары). Окончил факультет "Электроснабжение ракетно-космических комплексов" Краснодарского высшего военного командно-инженерного училища ракетных войск в 1997 г.

Шевцов Виктор Митрофанович – доцент кафедры ТОЭ Чувашского ГУ им. И.Н. Ульянова, канд. техн. наук. Окончил энергетический факультет Новочеркасского политехнического института в 1961 г. Защитил диссертацию по теме "Анализ и синтез схем защиты мощных выпрямителей" в 1971 г.

Простейшие методы расчёта магнитных проводимостей

БУЛЬ О.Б.

Предлагаются методы расчёта магнитных проводимостей плоскопараллельных, плоскомеридианных и трёхмерных магнитных полей при допущениях, упрощающих эти поля: линии индукции заменяются прямыми и дугами окружностей или строятся вручную на масштабном рисунке; обмотка с током заменяется бесконечно тонким проводником, намагничивающим слоем и пр. Методы рекомендуются использовать на начальном этапе проектирования магнитных систем.

Магнитная система – это электротехническое устройство, получившее широкое распространение в физике, технике, энергетике. Проще назвать области деятельности человека, в которых не применялись бы те или иные магнитные системы. Поэтому методы их расчёта всегда были актуальны, остаются они актуальными и в наши дни.

В настоящее время известно много методов расчёта магнитных систем [1–3]. Все методы отличаются друг от друга по разным признакам, главные из которых: сложность расчёта и его точность. Как правило, наибольшую точность дают самые сложные или требующие специального дорогостоящего программного обеспечения методы. Так как в процессе проектирования и оптимизации магнитной системы на заданные параметры приходится просчитывать несколько вариантов, отличающихся размерами, следует признать, что в настоящее время самые простые цепные методы расчёта магнитных систем являются востребованными. Проектный расчёт магнитной системы рационально начинать, используя именно эти методы, так как они позволяют получить геометрические размеры требуемой системы в кратчайший срок (для дальнейшего их возможного изменения после расчёта другими более

It is suggested methods for calculation of magnetic conductivity 2D-plane, -axisymmetric and 3D magnetic fields with simplifying assumptions: flux lines it is replaced by straight lines and arcs or smooth lines, bilded by hand on a scale pictures; coil with current - infinite thin wire or layer and etc. Methods are recommended for using on first step design of a magnetic system.

точными методами). Определение магнитных проводимостей – это один из главных вопросов цепных методов расчёта магнитных систем. Ниже обобщаются простейшие методы и приёмы расчёта магнитных проводимостей, некоторые из них [1,4–7] в разное время были предложены автором настоящей работы.

Плоскопараллельное магнитное поле

Полная магнитная проводимость трубки потока плоскопараллельного поля

$$\Lambda = \mu_0 \lambda b, \quad (1)$$

где μ_0 – магнитная проницаемость вакуума или магнитная постоянная ($\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м); λ – удельная проводимость этой трубки; b – толщина слоя поля.

Попытаемся раскрыть геометрический смысл удельной проводимости как характеристики плоской трубки потока. На рис. 1,а показана трубка потока плоскопараллельного магнитного поля, на рис. 1,б – трубка потока однородного магнитного поля, имеющая форму прямоугольного параллелепипеда со сторонами c , l и b . Линии индукции внутри обеих трубок потока здесь и на всех последующих рисунках настоящей работы показаны стрелками со светлым наконечником. Толщина b слоя плос-

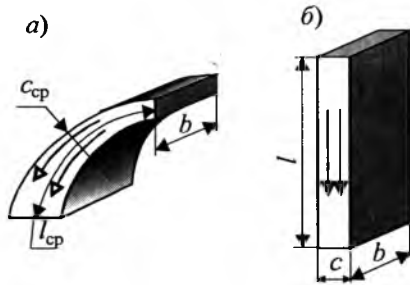


Рис.1. Трубка плоскопараллельного поля сложной формы (а) и трубка однородного (б)

копараллельного поля у рассматриваемых трубок одинакова. Можно предположить, что их магнитные проводимости будут равны, если $l_{cp} = l$ и $c_{cp} = c$, где l_{cp} – некоторая средняя длина, c_{cp} – средняя ширина трубки потока. Магнитная проводимость однородного магнитного поля

$$\Lambda = \mu_0 cb/l,$$

а так как $c = c_{cp}$ и $l = l_{cp}$, то магнитная проводимость трубки потока плоскопараллельного поля

$$\Lambda = \mu_0 c_{cp} b/l_{cp}. \quad (2)$$

Из сравнения уравнений (1) и (2) видно, что

$$\lambda = c_{cp}/l_{cp}. \quad (3)$$

Эта формула показывает, что удельная проводимость трубки потока плоскопараллельного поля является величиной безразмерной и равна отношению средней ширины этой трубки к её средней длине.

Главным недостатком цепных методов расчёта магнитных проводимостей является необходимость получения картины поля до их расчёта. Для этого инженер-проектировщик должен уметь предварительно построить хотя бы схему потокораспределения рассматриваемой системы – схематично изобразить замкнутые контуры рабочего магнитного потока и потоков рассеяния. Далее эти потоки ему необходимо представить в виде трубок потока, занимающих воздушное пространство вокруг магнитопровода. При этом построении предполагается, что его магнитная проницаемость равна бесконечности. Последнее обстоятельство облегчает построение линий потока – границ трубок: они должны быть перпендикулярны поверхности магнитопровода и линии (плоскости) симметрии. Линия (плоскость) магнитной антисиммет-

рии (роль этого термина будет пояснена позднее) может быть, если она имеется, линией магнитного потока.

Простые плоские фигуры. Если границы трубок потока – прямые линии или (и) дуги окружностей, то немагнитное пространство вокруг магнитопровода можно представить в виде совокупности простых плоских фигур, изображённых на рис. 2.

На рис. 3 с помощью простых фигур для примера изображена картина плоскопараллельного поля между полюсом и плоскостью (показана её левая половина). Поле построено внутри замкнутого плоского пространства, ограниченного с одной стороны заранее известными эквипотенциальными линиями (ферромагнитная поверхность полюса MED и горизонтальная плоскость симметрии NC) и заранее известными линиями MN и CD магнитной индукции. Линия MN совпадает с вертикальной осью сим-

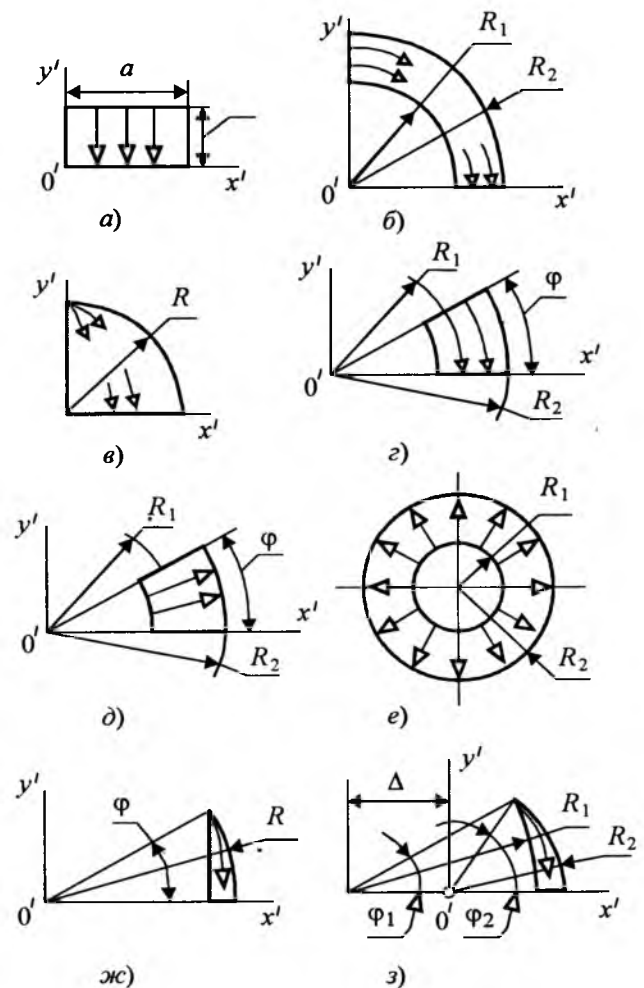


Рис.2. Простые плоские фигуры:

а – прямоугольник; б – четверть кольца; в – четверть круга; г и д – части кольца; е – кольцо; ж – полусегмент; з – полусерп

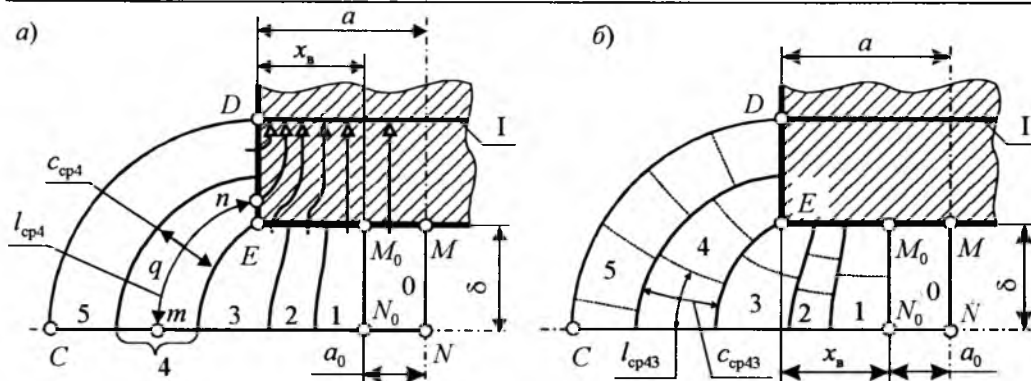


Рис.5. Левые половины поля между полюсом и плоскостью, построенные приближённо для расчёта с использованием средних длины и ширины трубок (a) и с использованием разбивки трубок потока на единичные криволинейные квадраты и прямоугольники (b)

ми. Цифрой 0 показан участок однородного поля. Для наглядности магнитный поток каждой элементарной трубки, включая участок однородного поля, внутри полюса показан на рис.5,а сплошной линией, заканчивающейся наконечником стрелки, упирающимся в поперечное сечение полюса I.

Суммарная удельная проводимость магнитного потока в сечении I включает в себя удельные проводимости всех элементарных трубок, показанных на рис.5,а:

$$\lambda_I = \sum_{i=0}^m \lambda_i, \quad (4)$$

где m – число параллельно соединённых i -х трубок потока.

Далее в зависимости от подхода к расчёту удельных проводимостей λ_i элементарных трубок потока расчёт с помощью приближённых картин поля можно проводить двумя способами. По первому из них удельная проводимость λ_i i -й трубки потока определяется по формуле (3). На рис.5,а для примера показаны средние длина l_{cp4} и ширина c_{cp4} четвертой трубки потока.

Следует обратить внимание на то, что средняя длина трубки потока неоднородного участка поля измеряется по кривой линии (mnp для трубки 4), а не по кратчайшему расстоянию между серединами эквипотенциальных поверхностей в начале и в конце трубки (m и n для той же трубки). Так как средняя длина и ширина каждой трубки измеряются непосредственно на рисунке поля, сделанном в масштабе, то расстояние между такими точками (m и n), надо увеличить в расчёте на изгиб. Можно также длину кривой определить путём суммирования длины её частей, близких к прямым, разбив её на части промежуточными точками.

Другой способ расчёта удельных проводимостей по примерной картине поля объясним с помощью рис.5,б, на котором показаны те же полюс и плоскость, что и на рис.5,а, с теми же внешними границами поля и практически с теми же линиями индукции внутри этих границ. Небольшое отличие состоит в том, что линия индукции поля между трубками 1 и 2 на рис.5,б проведена несколько ближе к трубке 2, чем на рис.5,а. Это сделано для того, чтобы можно было элементарные трубки 1, 2 и 3 разбить на целые единичные трубки-квадраты (трубки 1 и 3 при этом оказались разбиты на две единичных трубки-квадрата каждая, а трубка 2 – на три). Единичными эти трубки-квадраты называются потому, что из-за равенства средней ширины и средней длины каждой из них их удельная проводимость, как и удельное сопротивление, равна единице.

По этому способу расчёта каждая из параллельно соединённых i -х элементарных трубок потока (кроме трубки 0 участка однородного поля) делится промежуточными эквипотенциальными линиями на единичные последовательно соединённые (j -е). Линии индукции надо стараться проводить так, чтобы элементарные трубки делились на целое число единичных трубок-квадратов, как трубки 1, 2 и 3 на рис.5,б. Для самого общего случая удельное сопротивление любой i -й элементарной трубки $r_{mi} = n_i + l_{cpij} / c_{cpij}$, где n_i – число последовательных соединённых единичных трубок-квадратов в i -й элементарной; l_{cpij} и c_{cpij} – средняя длина и средняя ширина нестандартной единичной трубки (криволинейного прямоугольника). Удельное сопротивление l_{cpij} / c_{cpij} единичной нестандартной трубки, как и удельная проводимость c_{cpij} / l_{cpij} , не равно единице. Так, для 4-й элементарной трубки ($i = 4$) на рис.5,б

$n_4 = 2$, а для третьей, если считать сверху, её единичной трубки ($j = 3$), которая оказалась нестандартной, $l_{ср43} / c_{ср43} = 16/20$. Для расчёта $l_{ср43} / c_{ср43}$ величины $l_{ср43}$ и $c_{ср43}$ измеряются непосредственно на чертеже, сделанном в масштабе. Из-за того, что искривление на небольшой длине единичного прямоугольника незначительно, в этом способе расчёта проводимостей мы практически не сталкиваемся с проблемой измерения длины кривой линии, о которой говорили при обсуждении вопроса о непосредственном измерении длины $l_{ср4}$ на рис. 5,а.

Так как удельная проводимость – величина, обратная удельному сопротивлению, то $\lambda_i = 1 / r_{ми}$. Удельную проводимость всех пяти ($m = 5$) параллельно соединённых элементарных трубок определим по (4). Окончательно для второго способа расчёта проводимостей по приближённой картине поля

$$\lambda_1 = a_0 / \delta + \sum_{i=1}^m [1 / (n_i + l_{срij} / c_{срij})]. \quad (5)$$

По рис. 5,б поясним смысл термина *линия (плоскость) магнитной антисимметрии*.

Известно, что линия индукции плоскопараллельного магнитного поля – это линия, все точки которой имеют одинаковый модуль векторного магнитного потенциала A . Если принять модуль векторного потенциала линии MN равным нулю, модуль векторного магнитного потенциала линии CD равным A_{CD} и построить справа от оси MN недостающую вторую половину системы из полюса и плоскости симметрично оси MN , то модуль векторного магнитного потенциала A линии индукции C_1D_1 , симметричной линии CD и расположенной справа от оси MN , будет равен A_{CD} . Аналогично все линии индукции правой половины поля будут иметь модули векторного магнитного потенциала, равные соответствующим модулям векторного потенциала левой, но со знаком минус.

Приближённый расчёт проводимостей вихревых полей. На рис. 6 показана основная проекция магнитной системы, используемой в различных электрофизических установках. Так как пока мы рассматриваем плоскопараллельные поля, будем полагать, что её размер, перпендикулярный плоскости рисунка, много больше остальных размеров. Кстати, ось (плоскость) y является осью (плоскостью) магнитной антисимметрии также и потому, что направления тока в поперечных сечениях обмоток,

симметричных относительно оси y , противоположны (показаны крестиком и точкой в кружках). Ось (плоскость) x – это ось (плоскость) симметрии, так как направления тока в поперечных сечениях верхней и нижней обмоток одинаковы (при согласном включении обмоток, как на рис. 6).

На рис. 7 показаны правые верхние четверти окна магнитопровода системы рис. 6, причём на рис. 7,а,г правое поперечное сечение обмотки в виде близкого к квадрату прямоугольника изображено без перекрестной штриховки сплошными жирными линиями, а на рис. 7,б и в – штрих-пунктирными с двумя точками. При расчёте магнитной проводимости области, занятой поперечным сечением обмотки, возможны разные степени приближения. Для изображения трубок магнитного потока, как и в случае безвихревого поля, можно использовать простые плоские фигуры, как это показано на рис. 7,а, и приближённое построение картины магнитного поля вручную. При расчёте приведённых магнитных проводимостей трубок потока, пересекающих поперечное сечение обмотки, можно использовать следующие упрощающие расчёт замены реального поперечного сечения обмотки, перечисленные примерно в порядке возрастания точности:

- 1) считать, что поперечное сечение обмотки сосредоточено в точке, расположенной на наибольшем удалении от рабочего немагнитного зазора (например, O_2 на рис. 7,а);
- 2) считать, что поперечное сечение обмотки сосредоточено в геометрическом центре O_3 (рис. 7,б) её поперечного сечения;
- 3) считать, что поперечное сечение обмотки сосредоточено вдоль расположенной на поверхности полюса штриховой линии MN (рис. 7,в), длина которой равна высоте $h_{об}$ её поперечного сечения;

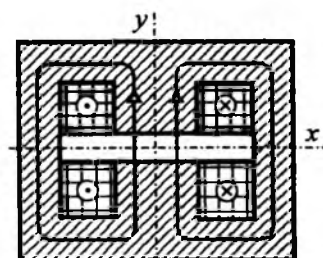


Рис. 6. Магнитная система для электрофизических установок

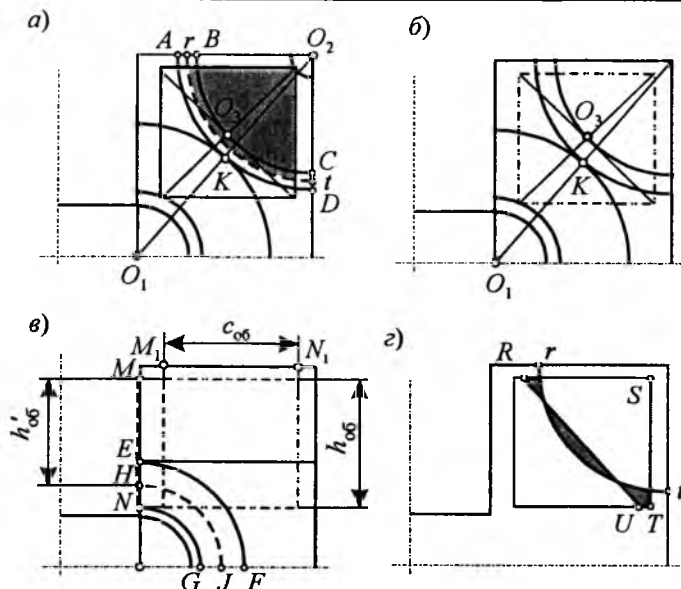


Рис. 7. Правые верхние четверти магнитной системы для электрофизических установок с простыми фигурами:

a – обмотка заменяется бесконечно тонким проводом в точке O_2 или учитываются её реальные размеры; *b* – обмотка заменяется бесконечно тонким проводом в точке O_3 ; *в* – обмотка заменяется намагничивающим слоем по линии MN ; *г* – четверть окружности rt на области поперечного сечения обмотки заменяется прямой RU для упрощения расчёта площади $S_{об}$, затемнённой на рис. *a*

4) учитывать размеры поперечного сечения обмотки и её реальное расположение.

Приближение 3 даст тем меньшую ошибку, чем больше высота обмотки $h_{об}$ по сравнению с её шириной $c_{об}$ (рис. 7,в). Если $c_{об}$ существенно больше $h_{об}$, что редко встречается на практике, то лучше заменять обмотку намагничивающим слоем M_1N_1 длиной $c_{об}$, расположенным на нижней поверхности ярма.

При расчёте по приближениям 1 и 2 приведённая по магнитному потоку удельная проводимость $\lambda_{п}$ трубки потока, например четверти кольца $ABCD$ (рис. 7,а), равна её удельной проводимости λ_r , определяемой только геометрическими размерами этой трубки (термин "приведённая проводимость", а также коэффициент k_{Φ} её приведения к полному магнитному напряжению по магнитному потоку, поясняется, например, в 1.2.3 и 1.4.1 [1]). При расчёте по приближениям 3 и 4 приведённая проводимость любой трубки потока

$$\lambda_{п} = \lambda_r k_{\Phi},$$

где коэффициент приведения по потоку для приближения 3

$$k_{\Phi} = h'_{об}/h_{об}.$$

Значения $h'_{об}$ и $h_{об}$ этой формулы поясняются на рис. 7,в для трубки $EFGN$ с её средней линией индукции HJ . Подробнее об особенностях замены обмотки бесконечно тонким намагничивающим слоем можно прочитать в [8].

Коэффициент приведения по потоку для приближения 4

$$k_{\Phi} = S'_{об}/S_{об}.$$

Здесь $S'_{об}$ – часть площади поперечного сечения обмотки, затемнённая на рис. 7,а (для трубки $ABCD$); $S_{об} = c_{об}h_{об}$ – площадь поперечного сечения обмотки, изображённая на рис. 7,а жирными линиями. Упрощённый расчёт площади $S'_{об}$ поясним с помощью построений, сделанных на рис. 7,г, где повторена средняя линия индукции rt трубки $ABCD$ рис. 7,а, имеющей форму четверти окружности. Проведём прямую RU так, чтобы суммарная площадь двух затемнённых на рис. 7,г фигур между прямой RU и четвертью окружности rt , расположенных справа сверху от прямой RU , примерно была бы равна площади затемнённого сегмента, расположенного слева под прямой RU . Тогда площадь $S'_{об}$ можно будет считать равной площади трапеции $RSTU$ (рис. 7,г), которую легко определить по двум её сторонам RS и TU и высоте ST . При других размерах и другом положении фигуры вместо трапеции может получиться треугольник.

Учитывая, что приближённое построение вручную картины вихревого магнитного поля и расчёт по ней проводимостей сложнее, чем построение картины поля из простых фигур и расчёт по ним, построение этой картины поля и расчёт по ней проводимостей не будем здесь подробно описывать, сославшись на 3.4.3 [1]. Заметим, что приближённое построение вручную картины вихревого поля, которое здесь имеется в виду, рассмотрено в [1] и впервые предложено в [5], проще, чем метод Лемана, описанный в [1, 5].

Плоскомеридианные поля

Полную проводимость Λ трубки потока трёхмерного магнитного поля (рис. 8,а) мы можем рассчитать приближённо по формуле

$$\Lambda = \mu_0 S/l, \tag{6}$$

если предположить, что она не сильно отличается от проводимости однородного магнитно-

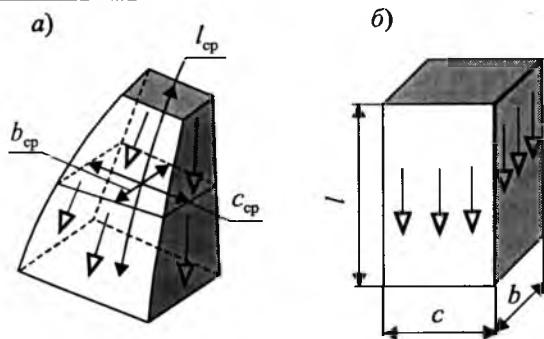


Рис.8. Трубка потока неоднородного поля (а), проводимость которой примерно равна проводимости однородного поля (б) при $l_{cp} = l$, $c_{cp} = c$ и $b_{cp} = b$

го поля с размерами $l = l_{cp}$, $b = b_{cp}$, $c = c_{cp}$ (рис.8,б). Под S здесь имеется в виду площадь $S = bc = b_{cp}c_{cp} = S_{cp}$. Умножив и разделив выражение (б) на $l = l_{cp}$, получим

$$\Lambda = \mu_0 V / l_{cp}^2 \tag{7}$$

где V – объём фигуры.

Переходя теперь к частному случаю трёхмерного объёмного поля – плоскомеридианному полю, преобразуем последнюю формулу, выразив по известной из математики теореме Гюйгенса объём, полученный от вращения плоской фигуры вокруг некоторой оси y (плоская фигура лежит в той же плоскости xOy , что и ось вращения – см. рис.9,а):

$$V = S'_{cp} \cdot 2\pi R_{ц.т} \tag{8}$$

где площадь плоской фигуры

$$S'_{cp} = l_{cp} c_{cp} \tag{9}$$

Здесь c_{cp} – средняя ширина плоской фигуры (в направлении, перпендикулярном потоку); $R_{ц.т}$ – расстояние от центра тяжести плоской фигуры (показан точкой на рис.9,а) до оси вращения. Заметим, что $S_{cp} \neq S'_{cp}$.

Если подставить формулы (8) и (9) в (7) и учесть (3), то окончательно получим

$$\Lambda = \mu_0 \lambda \cdot 2\pi R_{ц.т} \tag{10}$$

Сравнение формул (10) и (1) показывает, что проведённые нами преобразования фактически сводят любую объёмную фигуру плоскомеридианного поля (рис.9,а) к объёмной фигуре плоскопараллельного поля (рис.9,б) с толщиной $b = 2\pi R_{ц.т}$ и такой же плоской фигурой с удельной проводимостью λ . Расчёт проводимостей плоскомеридианных полей таким образом сильно упрощается. Он может быть сведён к рас-

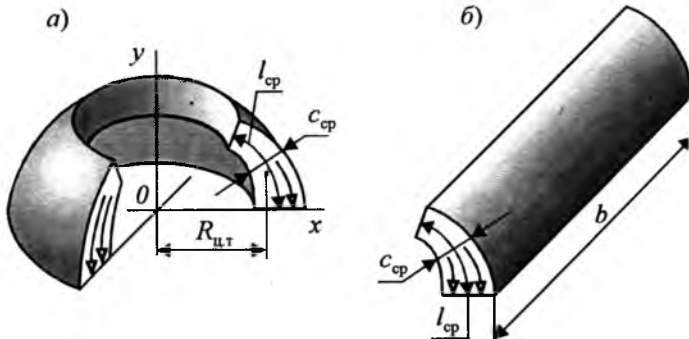


Рис.9. Трубка потока плоскомеридианного поля (а) и трубка потока плоскопараллельного поля (б) толщиной $b = 2\pi R_{ц.т}$

чёту удельных проводимостей λ простых плоских фигур и расстояний $R_{ц.т}$ их центров тяжести до оси симметрии системы.

В табл.3.1 [1] приведены расстояния R'_y и R'_x центров тяжести простых плоских фигур до некоторых характерных для каждой фигуры осей y' и x' . Последние показаны на рис.2 статьи и рисунках простых плоских фигур табл.3.1 [1]. Для расчёта расстояний центров тяжести этих фигур до осей y и x их вращения у реального электромагнита с осевой симметрией следует учесть сдвиг R_y расчётной оси y' относительно оси y симметрии реальной системы или сдвиг R_x расчётной оси x' относительно оси x симметрии реальной системы. Если ось вращения реальной магнитной системы совпадает с осью y , то полная проводимость объёмной фигуры вращения

$$\Lambda_y = \mu_0 \lambda \cdot 2\pi R_y,$$

где $R_y = R_y + R'_y$.

Если она совпадает с осью x , то

$$\Lambda_x = \mu_0 \lambda \cdot 2\pi R_x,$$

где $R_x = R_x + R'_x$.

При проектном расчёте приходится несколько раз вычислять расстояния центров тяжести плоских фигур до оси вращения. При предварительных расчётах вполне оправдывает себя приближённое определение R_x и R_y по чертежу, сделанному в масштабе. Центр тяжести любой плоской фигуры по этому чертежу (рис.10) – это точка пересечения любых двух прямых AB и CD , каждая из которых делит площадь плоской фигуры на две равные части. На рис.10 эти части заштрихованы для прямой AB .

Так как для упрощения формул расстояний центра тяжести простых плоских фигур при их выводе были приняты некоторые допущения

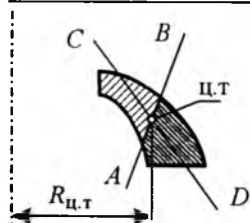


Рис.10. Плоская трубка потока произвольной формы с дополнительными построениями, необходимыми для приближенного определения положения ее центра тяжести

[4], а также для контроля правильности расчёта $R_{ц.т.}$, полезно полученное по формулам значение $R_{ц.т.}$ сверять со значением, определённым непосредственным измерением по рисунку, сделанному в масштабе.

Трёхмерные поля

Наиболее общим и простым методом расчёта проводимостей обычно сложных трёхмерных полей магнитных систем электрических аппаратов следует признать метод, в котором всё пространство вокруг магнитной системы разбивается на ряд частичных объёмов, магнитные проводимости которых можно рассчитать тем или иным способом. Некоторые из этих объёмов могут оказаться плоскопараллельными полями, часть – плоскомеридианными, другая часть – трёхмерными. Для расчёта поля между прямоугольным полюсом и плоскостью Ротерс ввел фигуры в виде частей шара (см. табл. 3.2 [1]). Одна восьмая шара предназначена для учёта проводимости потока, который в приближённой трёхмерной картине поля выходит из точки и входит в площадку в виде четверти круга. У 1/8 части оболочки шара линии индукции выходят из прямой и входят в четверть кольца.

Примеры изображения трёхмерных полей в виде совокупностей частичных объёмов и примеры расчёта по ним полных магнитных проводимостей можно найти в [1(3.7)].

1. Неоднократная проверка предлагаемых простейших методов расчёта магнитных проводимостей путём сравнения расчётных и экспериментальных потоков в сечениях магнитопроводов самых разных по конструкции и назначению магнитных систем позволяет рекомендовать эти методы для определения проводимостей на начальных этапах проектирования и расчёта.

2. В порядке возрастания точности и увеличения трудозатрат можно рекомендовать:

– метод простых фигур при определении удельных проводимостей (и радиусов центров тяжести) путём замера необходимых размеров

на рисунке, сделанном в масштабе;

– метод, в котором расчёт удельных проводимостей (и радиусов центров тяжести) проводится по картине поля из линий индукции, построенной вручную без дополнительной разбивки элементарных трубок потока на единичные;

– метод, в котором расчёт удельных проводимостей (и радиусов центров тяжести) проводится по картине поля из линий индукции, построенной вручную с дополнительной разбивкой элементарных трубок потока на единичные.

3. Предлагаемые простейшие методы расчёта магнитных проводимостей в общем случае дают меньшую точность, чем расчёты с помощью простых фигур при определении удельных проводимостей и радиусов центров тяжести по формулам табл.3.1. [1], расчёты по картинам поля, построенным методом Лемана, снятым на проводящей бумаге, и расчёты с использованием компьютерных программ FEMM и ANSYS [1,2]. Основные достоинства предлагаемых в статье методов – их простота и быстрота получения конечного результата.

Список литературы

1. Буль О.Б. Методы расчета магнитных систем электрических аппаратов. Магнитные цепи, поля и программа FEMM. М.: Академия, 2005.
2. Буль О.Б. Методы расчета магнитных систем электрических аппаратов. Программа ANSYS. М.: Академия, 2006.
3. Курбатов П.А., Кулаев Ю.В. Пакет программ EASYMAG3D для численного анализа полей трёхмерных магнитных систем // www.energomag.com.
4. Буль О.Б. Расчет магнитных проводимостей плоскопараллельных и плоскомеридианных полей с помощью простых фигур // Изв. вузов. Электромеханика. 1969. №1. С. 1–10.
5. Буль О.Б. Два метода построения картины вихревого магнитного поля // Труды МЭИ. Электромеханика. Вып. VXXI. Ч. II. 1969: С.141–150.
6. Буль О.Б. Расчет магнитных проводимостей осесимметричных систем по картинам плоскопараллельного поля // Труды МЭИ. Электроаппаратостроение. Вып. 113. 1972. С.128–131.
7. Буль О.Б. Методы расчета магнитных проводимостей электрических аппаратов. М.: Изд-во МГОУ, 1996.
8. Буль О.Б. О замене катушки бесконечно-тонким намагничивающим слоем // Изв. Вузов. Электромеханика, 1965. №11. С. 1197–1202.



Буль Олег Болеславович – профессор кафедры "Электрические машины и аппараты" Московского государственного открытого университета, канд. техн. наук. Окончил Всесоюзный заочный политехнический институт.

Исследование способов очистки трансформаторного масла для пропитки высоковольтных импульсных конденсаторов с плёночным диэлектриком

ГРЕБЕННИКОВ И.Ю., ГУНЬКО В.И., ДМИТРИШИН А.Я., ОНИЩЕНКО Л.И.,
ТОПОРОВ С.О., ФЕЩУК Т.А.

Институт импульсных процессов и технологий Национальной академии наук Украины

Рассмотрены способы очистки различными адсорбентами товарного трансформаторного масла Т-1500, предназначенного для пропитки высоковольтных импульсных конденсаторов с плёночным диэлектриком.

Are reviewed the ways of clearing by different adsorbents of documentary insulating oil T-1500, intended for impregnation of high-voltage pulse capacitors with film dielectric.

При создании высоковольтных импульсных конденсаторов с плёночным диэлектриком особое место занимает выбор пропитывающей жидкости. К пропитывающим жидким диэлектрикам высоковольтных импульсных конденсаторов предъявляются следующие требования – высокая электрическая прочность, низкие электрические потери, стойкость к воздействию частичных разрядов, смачиваемость применяемых полимерных плёнок, незначительное их растворение и набухание в пропитывающей жидкости, нетоксичность, экологическая безопасность и т.п.

Ни один жидкий диэлектрик не соответствует всем этим требованиям одновременно. Приходится ориентироваться на важнейшие для данного конкретного случая применения требования, компенсируя отдельные недостатки ограничениями в условиях эксплуатации конденсаторов.

Большое влияние на стабильность характеристик пропитывающего диэлектрика оказывает содержание в них твёрдых механических примесей и растворённых металлов. Напряжённость электрического поля между соседними, расположенными вдоль поля, проводящими включениями при пропитке конденсаторного диэлектрика возрастает обратно пропорционально расстоянию между ними и при достаточно малых расстояниях достигает очень высоких значений, приводя к локальному разрушению конденсаторного диэлектрика и выделению продуктов его разложения.

В товарных жидких диэлектриках содержатся микрочастицы в количествах до 10^5 – 10^6 част./см³, 94% которых обычно представляют собой волокна целлюлозы и углеродные частицы, а остальные – металлы (железо, алюминий и т.д.) и песчинки [1], которые попадают в жидкий диэлектрик при его изготовлении, транспортировании или хранении, причём механические примеси достигают размера 10 мкм, а это уже сравнимо с толщинами полимерных плёнок, входящих в конструкцию конденсаторного диэлектрика.

Таким образом, для обеспечения надёжности высоковольтных импульсных конденсаторов жидкие диэлектрики перед заливкой и пропиткой конденсаторного диэлектрика обязательно должны быть подвергнуты операции очистки.

Наиболее распространённые способы очистки жидких диэлектриков [1]:

а) кислотнo-щелочной (используется концентрированная серная кислота в количестве 5–15% массы и водный раствор едкого натра);

б) селективный (применяются растворители, например, фенол, фурфурол, избирательно растворяющие нежелательные компоненты и примеси);

в) адсорбционный (с применением абсорбентов для поглощения нежелательных компонентов);

г) гидрирование (процесс, заключающийся в изменении химической структуры углеводородов жидкого диэлектрика и азотистых соединений).

При этом необходимо отметить, что заключительной стадией очистки при использовании способов *a*, *b* и *г* является доочистка адсорбентом (методом контактирования или перколяции).

Для очистки жидких диэлектриков, применяемых в конденсаторостроении, в [2] рекомендуются три типа адсорбентов – силикагель и активная окись алюминия для очистки методом перколяции и фуллеровы земли (глина кил, гумбрин, палыгорскит и др.) для контактного метода очистки.

В данной статье рассмотрено влияние только контактного метода очистки на изменение характеристик жидкого диэлектрика.

В настоящее время в ИИПТ НАН Украины проводятся работы по созданию высоковольтных импульсных конденсаторов с плёночным диэлектриком, в которых в качестве пропитывающей жидкости применено трансформаторное масло Т-1500.

Цель данной статьи – оценка влияния способа очистки адсорбентами на характеристики трансформаторного масла Т-1500.

Исследовалось влияние следующих адсорбентов:

- активной окиси алюминия;
- силикагеля марки ШСМГ;
- фуллеровой земли;
- смеси фуллеровой земли с активной окисью алюминия в соотношении 1:1;
- смеси фуллеровой земли с силикагелем марки ШСМГ в соотношении 1:1.

Необходимо отметить, что каждому виду адсорбента соответствует определённое оптимальное содержание влаги, при котором он обладает наибольшей адсорбционной способностью. Так, в случае полного обезвоживания адсорбента его адсорбционная способность может снизиться до нуля. Сушка при недостаточной температуре также не даёт положительного эффекта, так как влага, остающаяся в порах адсорбента, снижает его адсорбционную способность. В связи с этим каждый адсорбент подвергался прокаливанию в течении 2 ч при следующих температурах: фуллерова земля – при 140–150°C, силикагель и активная окись алюминия – при 400–450°C.

Трансформаторное масло подвергалось очистке каждым из перечисленных адсорбентов двумя способами – контактированием и перко-

ляцией. Для достижения необходимого эффекта очистки очень большое значение имеет температура, при которой воздействуют адсорбентом на пропитываемую жидкость. С повышением температуры понижается вязкость жидкости и облегчается диффузия растворённых в ней веществ, а также улучшается адсорбционная способность адсорбента. Однако с повышением температуры возрастает и кинематическая энергия молекул, вследствие чего ослабляется способность адсорбента удерживать на своей поверхности извлечённые из пропитываемой жидкости вещества, поэтому для трансформаторного масла Т-1500 оптимальной выбрана температура 45⁺⁵°C.

После очистки образцов трансформаторного масла методом контактирования они отфильтровывались через двойной бумажный фильтр.

Критериями оценки способа очистки трансформаторного масла Т-1500 являлись значения пробивной напряжённости электрического поля $E_{пр}$, относительной диэлектрической проницаемости ϵ , тангенса угла потерь $\text{tg}\delta$ и удельного объёмного электрического сопротивления ρ_V .

Измеренные $E_{пр}$, ϵ , $\text{tg}\delta$ и ρ_V по каждому способу очистки трансформаторного масла Т-1500 приведены в таблице. Для сравнения там же приведены характеристики исходного, просушенного и дегазированного трансформаторного масла Т-1500.

При проведении исследований было замечено, что при очистке трансформаторного масла методом перколяции с применением фуллеровой земли, трансформаторное масло изменяет цвет от светло-желтого (исходное масло) до бесцветного – при использовании только одной фуллеровой земли. Наименьшая потеря цветности трансформаторным маслом наблюдалась при очистке фуллеровой землей с силикагелем.

Оценив результаты исследований, представленные в таблице, можно сделать следующие выводы:

- перед применением товарного трансформаторного масла Т-1500 в электротехнических изделиях его необходимо обязательно просушить и дегазировать;
- перед пропиткой высоковольтных импульсных конденсаторов с плёночным диэлектриком просушенное и дегазированное трансформаторное масло Т-1500 необходимо очистить либо

Данные измерений характеристик трансформаторного масла Т-1500 после очистки

Масло	$E_{пр}$, кВ/мм	ϵ	$tg\delta$	ρ_v , Ом·см
Исходное масло	8,00	2,316	0,00771	$4,324 \cdot 10^{10}$
Просушенное и дегазированное масло	34,32	2,171	0,00121	$2,951 \cdot 10^{12}$
Очищенное методом контактирования с:				
– фуллеровой землей	36,16	2,229	0,00061	$4,755 \cdot 10^{12}$
– активной окисью алюминия	35,84	2,188	0,00081	$4,591 \cdot 10^{12}$
– силикагелем	35,52	2,189	0,00091	$3,115 \cdot 10^{12}$
– фуллеровой землей с активной окисью алюминия	34,53	2,188	0,00041	$5,247 \cdot 10^{12}$
– фуллеровой землей с силикагелем	35,26	2,230	0,00061	$3,935 \cdot 10^{12}$
Очищенное методом перколяции через:				
– фуллерову землю	34,42	2,187	0,00041	$5,903 \cdot 10^{12}$
– активную окись алюминия	36,40	2,219	0,00071	$3,771 \cdot 10^{12}$
– силикагель	36,64	2,214	0,00111	$3,787 \cdot 10^{12}$
– фуллерову землю с активной окисью алюминия	34,64	2,233	0,00071	$3,869 \cdot 10^{12}$
– фуллерову землю с силикагелем	36,16	2,175	0,00050	$3,115 \cdot 10^{12}$

методом контактирования с фуллеровой землей, либо методом перколяции через активную окись алюминия, что позволяет повысить электрическую прочность и снизить тангенс угла потерь масла.

Список литературы

1. Справочник по электротехническим материалам / Под ред. Ю.В. Корицкого, В.В. Пасынкова, Б.М. Тареева. Т.1. М.: Энергоатомиздат, 1986.
2. Гулевич А.И., Киреев А.П. Производство силовых конденсаторов. М.: Высшая школа, 1975.

Образование углеродосодержащих отложений на элементах конструкций РПН силовых трансформаторов за счёт электроконвекции

МИХЕЕВ Г.М., ТАРАСОВ В.А., БАТАЛЫГИН С.Н.

Исследован процесс образования углеродосодержащих отложений на элементах конструкции контактора РПН типа РНОА. Произведён расчёт электрического поля в полости контактора, заполненной диэлектрической жидкостью. Установлены области наибольших значений напряжённости электрического поля, в которые за счёт электроконвекции переносятся частицы загрязнений. Показано, что осаждение углеродосодержащих загрязнений на поверхностях элементов конструкции контактора приводит к возрастанию напряжённости электрического поля вблизи этих поверхностей и увеличивает вероятность пробоя изоляции.

В системе энергетики регулирование напряжения является одним из наиболее важных факторов, позволяющим обеспечивать важнейший показатель качества электроэнергии, получаемой

The process of sludge spraying on the constructional elements of contactor «RPN» such as «RNOA» is analyzed. Calculation of electric field in the contactor's cavity, filled by dielectric liquid, is made. Areas of the largest values of electric's field tension are established, to which due to where by of electro-convection the particle of pollution are transferred. It is shown, that the carbonaceous pollution spraying on the elements surface of contactor leads to increase of intensity of electric field near to these surfaces and increases probability of insulation breakdown.

потребителем – стабильность напряжения. Технически это достигается с помощью специальных регуляторов напряжения под нагрузкой (РПН), устанавливаемых на силовых трансформаторах (СТ) [1].

В настоящее время заводами-изготовителями почти все СТ снабжаются регулировочными ответвлениями на обмотках и специальными переключателями, позволяющими изменять число витков обмотки и тем самым осуществлять регулирование напряжения на подстанциях промышленных предприятий и электроэнергетических систем [2].

Для регулирования напряжения под нагрузкой существует множество разновидностей устройств. В частности, на СТ, установленных на территории Чувашской Республики, эксплуатируются такие типы РПН как РС (болгарские), SDV, SAV, SCV (немецкие), РНТА, РНТВ, РНОА, РНО, РНТ (отечественные) и т.д. Большинство из них являются быстродействующими и для гашения дуги имеют мощные дугогасительные контакты с активными шунтирующими сопротивлениями, расположенными в отдельной ёмкости, в так называемом контакторе, отделённом от бака СТ.

Из всех перечисленных регуляторов только РПН типа РНОА выполняются в однофазном исполнении, они устанавливаются на СТ узловых подстанций мощностью несколько сотен мегавольтампер. Поэтому актуальность своевременного выявления дефектов в подобных типах регуляторов возрастает. Отметим, что самые многочисленные регуляторы серии РС применяются для регулирования напряжения под

нагрузкой в СТ напряжением до 220 кВ мощностью только до 100 МВ·А.

В таблице приведены некоторые модификации регуляторов типа РНОА, применяемые в системе энергетики России [3–5].

Регуляторы напряжения под нагрузкой типа РНТА, РНО, РНОА применяются также для регулирования под нагрузкой напряжения трансформаторов, предназначенных для питания дуговых и руднотермических печей. Печные трансформаторы характеризуются значительной глубиной регулирования напряжения (от 2 до 5) и частыми переключениями, необходимыми для обеспечения технологического процесса. Согласно технологическим режимам дуговых сталеплавильных печей в течение каждой плавки, которая продолжается от 2 до 5 ч, напряжение на выводах печных трансформаторов должно меняться в широком диапазоне несколько раз. Трансформаторы дуговых и руднотермических печей переключаются под нагрузкой десятки, а нередко и сотни раз в сутки [6].

В этой связи регулятор напряжения (переключающее устройство) является одним из важнейших и в то же время одним из уязвимых узлов в СТ. По этой причине на промышленных предприятиях и на предприятиях энергосистем ему уделяется большое внимание [5]. Один из основных видов неисправностей РПН – повреж-

Разновидности серий РПН типа РНОА

Тип РНОА	Применение регуляторов	Исполнение
РНОА-35/1000	Для регулирования напряжения в нейтрали силовых однофазных автотрансформаторов напряжением 750 кВ	Погружное
РНОА-1 110/800Р-16/20	Для регулирования напряжения на линейных выводах обмотки напряжением 115 кВ на автотрансформаторах 220 кВ мощностью 63–125 МВ·А	Погружное
ЗРНОА-110/1000	Для регулирования напряжения на линейных выводах обмотки напряжением 115 кВ трансформаторов мощностью до 200 МВ·А напряжением 110–330 кВ. (Ввод переключающего устройства является линейным выводом трансформатора на стороне обмотки среднего напряжения 115 кВ)	Навесное
РНОА-110/1250	Для регулирования напряжения на линейных выводах обмотки напряжением 115 кВ или в нейтрали СТ мощностью 200 МВ·А	Погружное
РНОА-220/2000 РНОА-220/3000	Для регулирования напряжения у однофазных СТ мощностью 167 и 267 МВ·А типов АОДЦТН-167000/500, АОДЦТН-267000/500 напряжением 500 кВ трёхфазной мощностью 500 и 800 МВ·А соответственно. Регулирование напряжения происходит на линейных выводах обмотки напряжением 220 кВ.	Погружное
РНОА-330/2000	Для регулирования напряжения у однофазных СТ напряжением 330 кВ	Погружное
РНОА-330/3000 (опытный образец)	Для регулирования напряжения у однофазных СТ напряжением 330 кВ	Погружное

дение контактов вследствие искрения, перегрева, оплавления и выгорания. Однако отказы и повреждения СТ по причине осаждения углеродосодержащих отложений на внутренней поверхности бакелитового цилиндра контактора никем не рассматривались.

Целью настоящей работы является исследование процесса осаждения углеродосодержащих отложений на элементах конструкции контактора РПН типа РНОА. Причиной, вызвавшей необходимость этих исследований, явился случай отключения от газовой защиты фазы С РПН типа РНОА-110/1000 автотрансформатора типа АДЦТН 125000-220/110/6, установленного на одной из узловых подстанций ОАО "Чувашэнерго" при включении на холостой ход (после текущего ремонта).

Пробы трансформаторных масел (ТМ), отобранные на хроматографический анализ и на пробивное напряжение с баков РПН, показали, что на фазе С содержание растворённых в масле газов в 10 раз больше, чем на двух остальных фазах, а изоляционные характеристики диэлектрической жидкости находились в пределах нормируемых значений. К сожалению, ТМ не проверялось на класс чистоты, но визуально оно было чистым. Снятие круговой диаграммы и осциллографирование контактной системы контактора, выполненные на фазе С, показали, что они не удовлетворяют нормируемым значениям. Было очевидно, что газовая защита РПН сработала из-за неполадок в баке РПН фазы С.

Для полной ревизии было произведено вскрытие крышек РПН со сливом масла, а затем и демонтаж выемных частей контакторов. Внешний осмотр контакторов показал, что на всех фазах наблюдалось налипание углеродосодержащих отложений на внутренних поверхностях бакелитовых цилиндров (в районе между экранами) (рис. 1). Однако на фазе С отложений было значительно больше (слой толщиной около 2 мм), чем на других фазах. На внутренней поверхности цилиндра, в его нижней и верхней части, налипание углеродосодержащих отложений отсутствовало. Газовая защита РПН сработала из-за мощных ЧР по внутренней поверхности бакелитового цилиндра контактора фазы С (между экранами).

Затем были замерены расстояния между дугогасительными контактами. На фазах А и С

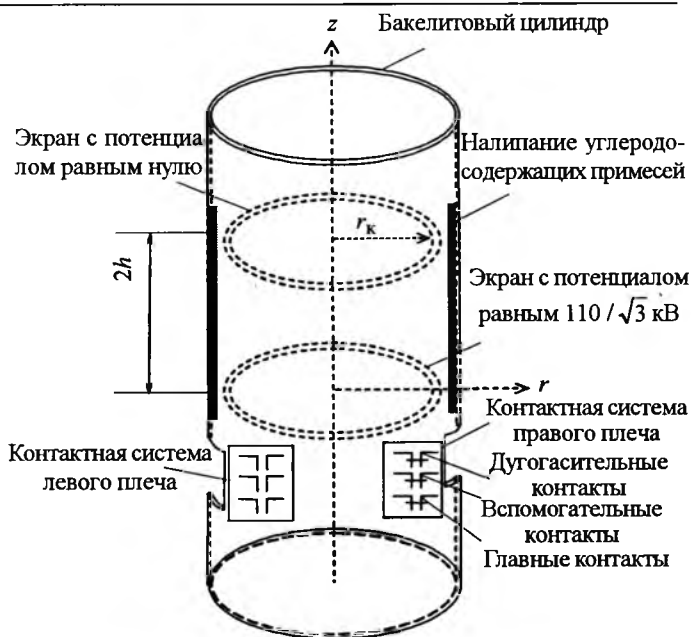


Рис. 1. Элементы выемной части РПН типа РНОА-110/1000

они были разрегулированы и равнялись 70 мм вместо 62, как требуют заводские нормы. Далее, после монтажа выемной части контакторов, было произведено пересочленение вала привода РПН на фазе С с целью приведения круговой диаграммы к заводским данным и было выполнено повторное снятие круговой диаграммы всех трёх фаз РПН. Завершающим этапом всех работ явилось осциллографирование контактов контактора каждой из фаз и заливка в баки РПН диэлектрической жидкости.

Осаждение углеродосодержащих примесей на внутренних поверхностях бакелитовых цилиндров объясняется следующим образом. Во время переключения РПН с одного положения на другое под нагрузкой между дугогасительными контактами появляется дуга с разложением ТМ и образованием угля. В баке контактора РПН типа РНОА-110/1000 имеются кольцеобразные экраны, один из которых заземлён, а другой находится под потенциалом, равным фазному напряжению (рис. 1). По существу эти экраны предназначены для выравнивания электрического поля в объёме контактора. Однако в заполненном ТМ в полости контактора вблизи экранов имеется неоднородное электрическое поле, в котором возникают пондеромоторные силы, вызывающие электроконвекцию.

Объёмная плотность пондеромоторных сил, действующих на жидкий диэлектрик в неодно-

родном электростатическом поле, в общем случае определяется по выражению [7].

$$\vec{f} = -\text{grad}p + \rho\vec{E} - \frac{E^2}{2}\text{grad}\epsilon_a + \frac{1}{2}\text{grad}\left(E^2\gamma\frac{\partial\epsilon_a}{\partial\gamma}\right), \quad (1)$$

где E – напряжённость электрического поля; $\epsilon_a = \epsilon\epsilon_0$ – абсолютная диэлектрическая проницаемость; ϵ_0 – электрическая постоянная; ϵ – относительная диэлектрическая проницаемость; p – давление; γ – плотность среды; ρ – плотность свободных зарядов.

В переменном электромагнитном поле относительная диэлектрическая проницаемость в общем случае представляется в виде комплексной величины [7,8]:

$$\tilde{\epsilon} = \epsilon' - j\epsilon'',$$

где ϵ' – вещественная часть комплексной проницаемости; ϵ'' – мнимая часть комплексной проницаемости; вещественная и мнимая части относительной диэлектрической проницаемости связаны через тангенс угла диэлектрических потерь $\text{tg}\delta = \frac{\epsilon''}{\epsilon'}$.

Поскольку для свежего ТМ на промышленной частоте значения $\text{tg}\delta$ не превышают 0,1, мнимая часть диэлектрической проницаемости в десятки раз меньше действительной. В этом случае для расчёта электрического поля обычно принимается допущение $|\tilde{\epsilon}| = \epsilon'$.

При этом диэлектрическая проницаемость считается вещественной величиной.

Из формулы (1) следует, что объёмная плотность пондеромоторных сил зависит от напряжённости электрического поля и неоднородности среды по диэлектрической проницаемости. В слабополяризующихся диэлектриках принимают допущение о линейной зависимости относительной диэлектрической проницаемости ϵ от плотности γ [7]:

$$\frac{\epsilon - 1}{\epsilon + 2} = c\gamma,$$

где c – коэффициент пропорциональности.

Тогда

$$\gamma\frac{\partial\epsilon_a}{\partial\gamma} = \frac{1}{3}\epsilon_0(\epsilon - 1)(\epsilon + 2).$$

Выражение для объёмной плотности пондеромоторных сил в слабополяризующихся диэлектриках при отсутствии свободных зарядов упрощается и преобразуется к виду [7]:

$$\vec{f} = \frac{\epsilon - 1}{2}\text{grad}E^2. \quad (2)$$

Из формулы (2) видно, что в электростатическом поле на каждый элемент объёма жидкого диэлектрика действует сила, пропорциональная градиенту квадрата напряжённости электрического поля и направленная в область с наибольшей напряжённостью электрического поля. Поскольку сила пропорциональна градиенту квадрата напряжённости, её направление определяется только формой и расположением электродов и не зависит от того, подано ли на электроды постоянное или переменное напряжение.

В случае наличия в диэлектрике примесей, диэлектрическая проницаемость которых отличается от проницаемости среды, частицы с различной диэлектрической проницаемостью в неоднородном электрическом поле под действием пондеромоторных сил движутся по различным траекториям. Частицы с высокой диэлектрической проницаемостью интенсивно перемещаются в области с большими значениями градиента квадрата напряжённости электрического поля. Под воздействием электрического поля в дисперсных системах за счёт электроконвекции будет происходить перераспределение частиц дисперсной фазы. Вследствие этого могут образоваться зоны с высоким содержанием примесей и структуры, ориентированные вдоль силовых линий.

Для исследования электрического поля в объёме масла РПН был произведен расчёт поля двух заряженных колец, находящихся в параллельных плоскостях и окружённых цилиндром при параметрах, соответствующих переключателю типа РНОА-110/1000.

Электростатическое поле в объёме масла описывается уравнением Лапласа для комплексного потенциала:

$$\nabla^2\psi = 0.$$

Из-за различия диэлектрических проницаемостей бакелитового цилиндра и трансформаторного масла на внутренней поверхности цилиндра должны выполняться характерные для поверхности раздела сред с различными диэлектрическими проницаемостями граничные условия непрерывности касательных составляющих напряжённости электрического поля

$$\vec{E}_{1\tau} = \vec{E}_{2\tau} \quad (3)$$

и нормальных составляющих вектора смещения

$$\dot{D}_{1n} = \dot{D}_{2n}. \quad (4)$$

Для потенциала эти условия представляют-ся в виде:

$$\dot{V}_1 = \dot{V}_2; \quad (5)$$

$$\varepsilon_{1a} \frac{\partial \dot{V}_1}{\partial n} = \varepsilon_{2a} \frac{\partial \dot{V}_2}{\partial n}. \quad (6)$$

Ввиду линейности уравнения Лапласа функцию $\dot{V}(r, z)$ можно представить как сумму двух функций [9]:

$$\dot{V}(r, z) = \dot{\varphi}(r, z) + \dot{U}(r, z), \quad (7)$$

где $\dot{\varphi}(r, z)$ – функция, описывающая поле системы из двух разноимённо заряженных колец в неограниченной в радиальном направлении среде; $\dot{U}(r, z)$ – функция, учитывающая влияние бакелитового цилиндра.

Электростатическое поле заряженного кольца радиуса r_k в цилиндрических координатах (r, z, ψ) , ось z которых совпадает с осью кольца, а начало координат лежит в плоскости кольца, описывается выражением [7]:

$$\begin{aligned} \dot{\varphi}(r, z) &= \frac{\dot{q}}{8\pi^2 \varepsilon_0 \varepsilon} \int_0^{2\pi} \frac{d\psi}{R} = \\ &= \frac{\dot{q}}{8\pi^2 \varepsilon_0 \varepsilon} \int_0^{2\pi} \frac{d\psi}{\sqrt{r^2 + r_k^2 + z^2 - 2r r_k \cos\psi}}, \end{aligned} \quad (8)$$

где \dot{q} – заряд кольца; R – расстояние от рассматриваемой точки поля с координатами (r, z) до элемента кольца; ψ – угол цилиндрической системы координат; r_k – радиус кольца.

После введения новых переменных α и k , где

$$\psi = 2\alpha + \pi; \quad k^2 = \frac{4r_k r}{(r + r_k)^2 + z^2},$$

интеграл (8) преобразуется к виду:

$$\begin{aligned} \dot{\varphi}(r, z) &= \frac{\dot{q}k}{2\pi \varepsilon_0 \varepsilon \sqrt{r_k r}} \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{d\alpha}{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \alpha}} = \\ &= \frac{\dot{q}k}{2\pi \varepsilon_0 \varepsilon \sqrt{r_k r}} K(k), \end{aligned} \quad (9)$$

где $K(k)$ – полный эллиптический интеграл 1-го рода.

Электрическое поле двух разноимённо заряженных колец, находящихся в параллельных

плоскостях на расстоянии $2h$, может быть рассчитано по методу суперпозиции полей отдельных колец:

$$\dot{\varphi}(r, z) = \frac{\dot{q}k}{2\pi \varepsilon_0 \varepsilon \sqrt{r_k r}} K(k) - \frac{\dot{q}k_1}{2\pi \varepsilon_0 \varepsilon \sqrt{r_k r}} K(k_1), \quad (10)$$

$$\text{где } k_1^2 = \frac{4r_k r}{(r + r_k)^2 + (z - 2h)^2}.$$

Заряды колец \dot{q} пропорциональны приложенному к ним напряжению \dot{U} и ёмкости C :

$$\dot{q} = C\dot{U}.$$

Напряжённость электрического поля определяется через потенциал:

$$\vec{E} = -\text{grad}\dot{V}. \quad (11)$$

При оседании на поверхности бакелитового цилиндра углеродистых частиц образуется проводящий слой, диэлектрическая проницаемость которого намного выше проницаемости масла и бакелита. При этом характерные для поверхности раздела сред с различными диэлектрическими проницаемостями граничные условия непрерывности касательных составляющих напряжённости электрического поля (3) и нормальных составляющих вектора смещения (4), которые для потенциала представляются в виде (5) и (6), преобразуются в граничное условие 1-го рода $\dot{V} = \text{const}$.

Расчёт электрического поля по выражениям (7), (10), (11) показал, что потенциал и напряжённость электрического поля в объёме бака переключателя типа РНОА-110/1000, заполненного ТМ, распределяются резко неравномерно. Из приведённых на рис.2 и 3 картин электрического поля в вертикальном сечении, проходящем через ось около колец и бакелитового цилиндра, видно, что наибольшие значения напряжённости электрического поля и градиента напряжённости наблюдаются вблизи колец. На внутренней поверхности бакелитового цилиндра вблизи колец имеются области с повышенными градиентами потенциала и напряжённости.

Напротив колец напряжённость *на поверхности цилиндра* достигает максимальных значений (рис.3). Вследствие экстремального характера распределения напряжённости электрического поля по высоте цилиндра осевая составляющая вектора градиента квадрата напряжённости в зоне напротив кольца возраста-

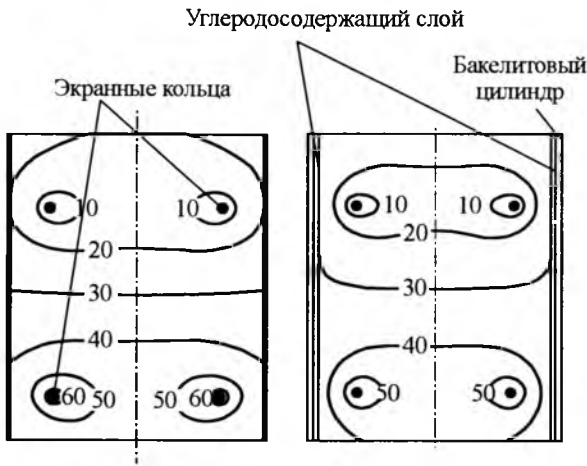


Рис.2. Картина электрического поля в полости контактора при отсутствии (а) и при наличии налипания углеродосодержащего осадка (б) (значения потенциала электрического поля в киловольтах)

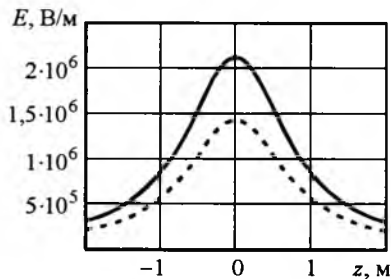


Рис.3. Распределение напряжённости электрического поля по высоте цилиндра при осаждении углеродосодержащих примесей (—) и при отсутствии налипания (----) (координата z отсчитывается от плоскости, на которой расположено кольцо)

ет, затем резко уменьшается и меняет знак (рис.4), в то время как радиальная составляющая градиента квадрата напряжённости остаётся направленной к кольцам. Поскольку ponderomotorная сила пропорциональна градиенту квадрата напряжённости, в зоне напротив колец она резко меняет свое направление и вызывает осаждение частиц на поверхности цилиндра. Образование на непроводящей поверхности цилиндра кольцеобразного слоя (напротив колец) проводящих частиц усиливает неравномерность распределения напряжённости поля и соответственно неравномерность ponderomotorной силы, что ещё более способствует осаждению примесей, находящихся в диэлектрической жидкости.

Осаждение на поверхности бакелитового цилиндра слоя углеродосодержащих примесей вызывает изменение электрического поля во всем объёме масла, но наиболее существенно

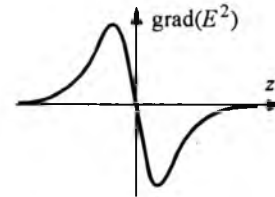


Рис.4. Зависимость осевой составляющей градиента квадрата напряжённости на внутренней поверхности цилиндра (координата z отсчитывается от плоскости, на которой расположено кольцо)

меняются характеристики электрического поля вблизи поверхности цилиндра. Из рис.2, 3 видно, что образование на поверхности бакелитового цилиндра углеродосодержащих загрязнений приводит к увеличению напряжённости электрического поля в областях между кольцами и внутренней поверхностью бакелитового цилиндра, что, в свою очередь, вызывает более интенсивный перенос в эти области частиц углеродосодержащего материала и осаждение их на поверхности цилиндра. Таким образом, с течением времени вся внутренняя поверхность цилиндра (между кольцами) оказывается покрытой слоем углеродосодержащих загрязнений, что и наблюдалось при эксплуатации РПН типа РНОА-110/1000. Расчёты показали, что в этом случае модуль вектора напряжённости электрического поля вблизи поверхности цилиндра возрастает в 1,5 раза, а градиент квадрата модуля напряжённости – в 2,25 раза.

Вследствие перераспределения примесей за счёт электроконвекции и их осаждения на бакелитовом цилиндре РПН пробы ТМ, отобранные на анализ для определения механических примесей, могут не соответствовать реальным показателям загрязнённости жидкости. По этой причине при некоторых режимах работы регулятора (включение трансформатора на холостой ход, включение трансформатора под нагрузку, увеличение напряжения в сети, уменьшение пробивного напряжения ТМ в баке контактора) по внутренней поверхности бакелитового цилиндра возможен пробой изоляции с последующей работой газовой защиты РПН. Следовательно, очевиден вывод о необходимости периодической чистки внутренней поверхности бакелитового цилиндра. На сегодняшний день на этот счёт отсутствуют какие-либо нормы. Инструкция завода-изготовителя РПН [10] лишь гласит, что смену трансформаторного масла необходимо производить после 20000 переключений.

Одним из типичных отклонений от нормы работы контактора РПН типа РНОА является одновременное пофазное переключение контактора. Данную неисправность можно выявить только осциллографированием контактной системы одновременно сразу трёх фаз РПН [6]. Осциллографированием контактной системы одновременно всех трёх фаз определяется корректность регулировки приводного механизма контакторов и его схемы управления. Если контакты контактора не работают синхронно, то за счёт появления напряжения 2300–2500 В между соседними ответвлениями трёх фаз за время разброса переключения контактов по ним текут уравнивающие токи. Вследствие этого подгорают контакты контактора, что влечёт за собой дополнительное загрязнение жидкости из-за затягивания дуги во время переключения регулятора с одного на другое положение, а также резко увеличивается вероятность обрыва токоограничивающих сопротивлений и последующего отказа силового трансформатора вследствие работы газовой защиты РПН.

В настоящее время разработана методика осциллографирования контактной системы РПН с помощью многоканального цифрового регистратора [11] без вскрытия бака контактора, которая позволяет получить достоверную информацию не только об этом параметре, но и выявить другие неисправности. Если осциллограммы токов, произведённые на РПН типов РС, SDV, SCV, SAV без слива ТМ демонстрируют одновременность переключения, а временные характеристики переходного процесса переключения окажутся в норме, нет необходимости выполнять трудоёмкую операцию осциллографирования контактной системы РПН со сливом диэлектрической жидкости [1, 2, 3]. Исключение составляет РПН типа РНОА-110/1000, где необходима периодическая чистка внутренней поверхности бакелитового цилиндра.

К сожалению, [14] не предусматривает ни периодической чистки контактора РНОА-110/1000, ни осциллографирования работы контактной системы РПН в СТ во время текущей эксплуатации. С одной стороны, это скорее было вызвано тем, что парк СТ был относительно молод, а с другой, не было совершенных устройств и методики выполнения данной работы без вскрытия бака РПН. В настоящее время осциллографирование выполняется в течение

нескольких минут без вскрытия бака РПН и слива ТМ. Поэтому на наш взгляд настало время в [14] внести соответствующие изменения.

Выводы

1. Во время эксплуатации РПН типа РНОА в баке контактора в неоднородном электрическом поле происходит интенсивная электроконвекция, которая вызывает перераспределение примесей в объёме ТМ. На внутренней поверхности бакелитового цилиндра, на уровне экранных колец в областях с повышенными градиентами потенциала и напряжённости электрического поля происходит оседание углеродосодержащих примесей. Это приводит к увеличению градиентов потенциала и напряжённости электрического поля в областях между экранами и внутренней поверхностью бакелитового цилиндра, что вызывает более интенсивный перенос в эти области частиц углеродосодержащего материала и оседание их с течением времени на определённой поверхности цилиндра. При этом увеличиваются градиенты потенциала и напряжённости в областях между экранами и бакелитовым цилиндром, что создает условия для возникновения частичных разрядов и дальнейшего пробоя изоляции.

2. Общепринятая методика отбор проб ТМ из бака контактора РПН типа РНОА-110/1000 не позволяет полноценно судить о количественном загрязнении диэлектрической жидкости.

3. Осциллографирование работы контактора РПН типа РНОА необходимо проводить одновременно на всех трёх фазах.

4. В [14] рекомендуется внести изменения о периодичности осциллографирования работы контактной системы РПН.

5. Осциллографирование работы контактов РПН, на наш взгляд, рекомендуется производить после 10 лет эксплуатации с периодичностью не реже 5 лет.

6. Необходима периодическая чистка внутренней поверхности бакелитового цилиндра, а также дальнейшие исследования по установлению периодичности удалений от углеродосодержащих отложений в контакторе типа РНОА-110/1000.

Список литературы

1. Михеев Г.М., Федоров Ю.А., Шевцов В.М., Баталыгин С.Н. Диагностика устройств регулирования напряжения силовых трансформаторов // Электрические станции. 2006. № 4. С. 54–61.

2. ГОСТ 30830-2002. Трансформаторы силовые. Ч.1. Общие положения (МЭК 60076-1-93).

3. Фарбман С.А., Бун А.Ю., Райхлин И.М. Ремонт и модернизация трансформаторов. М.: Энергия, 1976.

4. РДИ 34-38-058-91. Типовая технологическая инструкция. Трансформаторы напряжением 110–1150 кВ мощностью 80 МВ·А и более. Капитальный ремонт.

5. Якобсон И.Я. Наладка и эксплуатация переключающих устройств силовых трансформаторов. М.: Энергоатомиздат, 1985.

6. Аншин В.Ш., Крайз А.Г., Мейксон В.Г. Трансформаторы для промышленных электропечей. М.: Энергоиздат, 1982.

7. Тамм И.Е. Основы теории электричества. М.: Наука, 1976.

8. Ландау Л.Д., Лившиц Е.М. Электродинамика сплошных сред. М.: Наука, 1992.

9. Миронов Ю.М., Тарасов В.А., Розенберг В.Л. Принципы аналитического расчёта электрических полей неоднородных ванн многоэлектродных печей // Электричество. 1984. № 5. С.64–67.

10. ОВБ 412.410-ГО-ЛУ. Устройство переключения ответвлений трансформатора под нагрузкой РНОА-110/1000. Техническое описание и инструкция по эксплуатации завода-изготовителя. 1973.

11. Михеев Г.М., Федоров Ю.А. Устройство цифрового осциллографирования для диагностики состояния контактора быстродействующего РПН силового трансформатора // Промышленная энергетика. 2005. № 8. С.5–7.

12. Михеев Г.М., Федоров Ю.А., Михеев Г.М. Оперативная диагностика контактора быстродействующего регулятора силового трансформатора // Электротехника. 2005. № 12. С.41–46.

13. Михеев Г.М., Шевцов В.М., Баталыгин С.Н., Федоров Ю.А. Ускоренная диагностика состояния контактных систем быстродействующих РПН силовых трансформаторов с помощью цифрового осциллографа // Промышленная энергетика. 2006. № 3. С.20–22.

14. Объём и нормы испытаний электрооборудования. (РД 34.45-51.300-97) / Под общ. ред. Б.А. Алексеева, Ф.Л. Когана, Л.Г. Мамиконянца. М.: НЦ ЭНАС, 2002. С.256.

Михеев Георгий Михайлович – главный инженер ООО "Инженерный центр" (г. Чебоксары), канд. техн. наук. Окончил факультет электрофикации промышленности Чувашского ГУ им. И.Н.Ульянова в 1982 г. Защитил диссертацию по теме "Автоматизация приборов для исследования и контроля диэлектрических жидкостей в энергетике" в 1998 г. Заслуженный изобретатель Чувашской Республики.

Тарасов Владимир Александрович – доцент кафедры АЭТУС Чувашского ГУ им. И.Н.Ульянова, канд. техн. наук. Окончил факультет электрофикации промышленности ЧувГУ им. И.Н.Ульянова в 1982 г. Защитил диссертацию по теме "Аналитические исследования электрических полей и выбор схем питания и электрических параметров многоэлектродных установок" в 1980 г.

Баталыгин Сергей Николаевич – директор ООО "Инженерный центр" (г. Чебоксары). Окончил Краснодарское высшее военное командно-инженерное училище ракетных войск по специальности "Электроснабжение ракетно-космических комплексов" в 1987 г.

Граничные значения концентрации газов в масле трансформаторов тока с конденсаторной изоляцией

ГРЕЧКО О.Н., ДАВИДЕНКО И.В., КАЛАЧЁВА Н.И., КУРБАТОВА А.Ф., СМЕКАЛОВ В.В.

Представлены результаты расчёта граничных концентраций растворённых газов в масле нормально работающих измерительных трансформаторов тока с конденсаторной изоляцией двух типов: U-образной конструкции (ТФУМ 330 кВ) и рывовидной конструкции (ТФРМ 330–750 кВ). Объём выборок в группах составляет 400 и более единиц. Предложены единые нормативные значения граничных концентраций газов (на уровне интегральной функции распределения $F = 0,95$ для трёх групп ТТ типов ТФУМ (ТФКН), ТФРМ с маслами Т-750 и Т-1500 и ТФРМ с маслом ГК.

The calculation results of the concentrations of the gases solved in the oil of the regular working condenser type instrument current transformers (U-shape dead tank 330 kV and "bar-primary" live tank 330, 500 and 750 kV) is presented. Volume of each group is 400 and more CT. Unified normative values of the maximum admissible concentrations of gases (on the level of the integral distribution function $F = 0,95$) for three groups of CT (subtypes "Hair-pin" and two groups toroid type with different type of oils) are proposed.

Анализ растворённых газов в масле (АРГ) – один из наиболее чувствительных и точных методов оценки состояния маслонеполненного оборудования. Этот вид контроля давно и довольно широко используется в эксплуатации для диагностики состояния измерительных трансформаторов тока (ТТ) несмотря на то, что требования к выполнению этого анализа не включены в РД [1]. Одним из основных параметров для оценки состояния изоляции оборудования по результатам АРГ являются граничные значения концентрации газов (ГЗК). ГЗК – это такие значения концентрации газов в масле нормально работающего оборудования, превышение которых может свидетельствовать о наличии в нём дефекта. Использование ГЗК предполагает постановку на учащённый контроль оборудования, в котором имеет место превышение норматива даже по одному из газов.

Поскольку до настоящего времени отсутствуют российские нормы ГЗК газов в масле ТТ, заключение по результатам анализа в эксплуатации нередко даётся, опираясь на зарубежный опыт (Стандарт МЭК [2]) или на российские нормы ГЗК для силовых трансформаторов РД [3]. Такой подход представляется неправильным и необоснованным. Действительно, по данным российских авторов [4,5] и опыта, накопленного на энергопредприятиях, ГЗК для ТТ разных конструкций и классов напряжения могут быть различными и значительно отличаются от нормативов, предлагаемых в [2,3]. Поэтому установление ГЗК газов в масле работающих ТТ представляется авторам достаточно актуальной задачей.

Конечно, для диагностики состояния изоляции ТТ по результатам АРГ с целью обеспечения безаварийной эксплуатации недостаточно располагать только ГЗК. Необходимо ещё установить такие характеристики, как:

- опасные скорости нарастания газов в масле;
- периодичность повторного анализа газов в зависимости от уровня содержания и скорости нарастания газов;
- признаки характера повреждения (связь между результатами АРГ, характеристиками изоляции и дефектами, выявленными в результате разработки);
- объём дополнительных измерений и эксплуатационных мероприятий в зависимости от характера предполагаемого дефекта.

Все эти вопросы должны быть учтены при разработке РД или отраслевого стандарта.

В настоящей статье обсуждается расчёт ГЗК по результатам АРГ эксплуатируемых ТТ с конденсаторной изоляцией *U*-образной конструкции типа ТФУМ (ТФКН) класса напряжения 330 кВ и рымовидной конструкции типа ТФРМ (ТРН) классов напряжения 330, 500 и 750 кВ.

Методика

Для получения статистически значимых выборок авторами статьи был собран достаточный объём данных АРГ при профилактическом контроле ТТ, эксплуатируемых в различных климатических регионах. Часть материала была собрана в ОАО "НИИПТ", в том числе при выполнении работ по обследованию маслонеполненного оборудования: МЭС Северо-Запада, ОАО "Ленэнерго", а также МЭС Центра и Юга. Данные по регионам Сибири, Урала и Дальнего Востока, и Центральному региону были взяты из базы данных экспертно-диагностической информационной системы (ЭДИС) "Альбатрос", разработанной И.В. Давиденко (Уральский политехнический институт) и ОАО "Свердловэнерго".

Расчёт ГЗК проводился с помощью системы "Альбатрос" с программным модулем статистической обработки результатов АРГ. В отличие от РД [3,6]:

- в базу данных для расчёта включалось по одному результату анализа при профилактическом контроле каждой единицы ТТ;
- число интервалов для расчёта было увеличено с 15 до 50;
- для установления ГЗК газовых компонентов в масле нормально работающих в эксплуатации ТТ рассматривались расчётные значения концентрации, соответствующие двум уровням интегральной функции распределения $F = 0,90$ и $0,95$. Установленные таким образом значения граничных концентраций оказываются не превышенными у 90 или 95% общего количества ТТ рассматриваемой группы.

Данные для расчёта, отдельно по классам напряжения и типам ТТ, группировались в выборки вначале по отдельным предприятиям. Это позволило рассмотреть влияние региональных климатических условий на процессы, происходящие в изоляции, а также таких факторов, как особенности измерительного комплекса и

парка оборудования. Поскольку не было обнаружено существенных различий между ГЗК для разных предприятий внутри групп по типам и классам напряжения ТТ, поэтому выборки по предприятиям в каждой группе были объединены в одну расчётную выборку.

Для подтверждения диагностической ценности установленных граничных концентраций газов были рассмотрены случаи забракованных в эксплуатации и аварийных ТТ с дефектами, известными по результатам разборки или по результатам других испытаний. Диагностика состояния по результатам АРГ проводилась с помощью программы "Альбатрос", на основе установленных ГЗК газов. Газ с максимальным отношением измеренного и граничного значений считался основным, учитывались и остальные характерные газы с высоким содержанием (с отношением измеренного и граничного значения больше единицы). Вид развивающегося дефекта определялся по сочетанию основного и характерных газов [6, табл. 1]. Полученные диагнозы сопоставлялись с результатами разборки ТТ и/или с результатами других испытаний.

Результаты расчётов

ТФУМ. Рассмотрим результаты расчёта ГЗК для ТТ U-образной конструкции типа ТФУМ (старое название ТФКН) 330 кВ по объединённым выборкам. Поскольку ТТ типа ТФКН выпускались в негерметичном исполнении, а ТФУМ – в герметичном, то эти две выборки были рассчитаны отдельно, результаты расчёта представлены в табл. 1.

Как видно из табл. 1, граничные значения в 1- и 2-й выборках близки по всем газам, кроме C_2H_4 и CO . У ТФКН концентрация C_2H_4 несколько выше, возможно потому, что у ТТ этой старой конструкции больше срок эксплуатации (их производство было прекращено в 1983 г.), а

концентрация CO ниже, поскольку конструкция негерметична. По остальным газам различие полученных значений невелико и не препятствует объединению этих двух модификаций ТТ в одну группу.

Расчётные значения для объединённой выборки ТФУМ и ТФКН представлены в последней строке табл. 1.

ТФРМ. ТТ рывовидной конструкции выпускались в негерметичном исполнении (тип ТРН) классов напряжения 330 и 750 кВ с маслом Т-750 и в герметичном исполнении (тип ТФРМ) классов напряжения 330, 500 и 750 кВ с маслами Т-750 и ГК. Предварительные расчёты (с учётом близости полученных значений) показали возможность объединения как групп ТРН разных классов напряжения, так и ТФРМ, причём ТФРМ были разделены по маркам масел. В табл. 2 представлены для сравнения результаты расчёта ГЗК газов (на 90%-м уровне) для двух групп с маслом Т-750: ТРН и ТФРМ. Для объединённой группы ТРН с ТФРМ с маслом Т-750 и для группы ТФРМ с маслом ГК представлены ГЗК на уровнях 90 и 95%.

В группах ТРН и ТФРМ с маслом Т-750 (1- и 2-я строка табл. 2) ГЗК газов, кроме C_2H_4 и CO (так же, как и в случае ТФКН и ТФУМ), близки, что позволяет объединить эти группы. Значения для суммарной выборки при $F = 0,9$ и $0,95$ представлены в строке 3. Так как ГЗК для C_2H_4 у этих выборок существенно отличаются, по этому газу объединение выборок не проводилось. ГЗК для ТФРМ с маслом ГК при $F = 0,9$ и $0,95$, приведённые в 4-й строке, для газов H_2 , CH_4 и C_2H_6 значительно выше, чем у группы ТФРМ с маслом Т-750, так что эти группы не подлежат объединению.

Обращает на себя внимание, что ГЗК углеводородных газов для ТТ, рассчитанные на уровнях $F = 0,9$ и $0,95$, различаются весьма су-

Таблица 1

Расчётные ГЗК газов в масле ТТ U-образной конструкции

Тип ТТ	Объём выборки, ед.	Уровень, %	Содержание газов в масле, мкл/л						
			H_2	CH_4	C_2H_4	C_2H_6	C_2H_2	CO	CO_2
ТФКН	150	90	13	6	26	10	2	340	1100
ТФУМ	164	90	12	10	14	8	2	540	1010
ТФУМ и ТФКН	314	90	13	8	14/26*	9	2	500	1080
		95	25	15	22/34*	15	5	600	1200

*Значения для ТФУМ – в числителе, для ТФКН – в знаменателе

щественно, и при этом они значительно ниже ГЗК на уровне $F = 0,9$, принятых для силовых трансформаторов. Авторы считают, что следует принять в качестве ГЗК значения, соответствующие интегральной функции распределения $F = 0,95$. Такой же подход принят в Публикации МЭК-61464 [7] для трансформаторных вводов, а также в португальских Нормах для ТТ с изоляцией конденсаторного типа [8]).

Принятие в качестве ГЗК значений, рассчитанных на уровне $F = 0,95$, имеет практические преимущества. Во-первых, значительно сокращается число ТТ, подлежащих учащённому контролю, а во-вторых, повышение ГЗК уменьшает влияние погрешности измерений. (Согласно РД [3] относительная погрешность анализа при содержании газов в масле ниже 10 мкл/л составляет более 50%).

Для сравнения в табл.3 представлены предложения и рекомендации разных стран по граничным и браковочным значениям концентрации газов в маслонаполненных измерительных (ИТ) и силовых трансформаторах.

Для подтверждения диагностической ценности полученных значений граничных концентраций газов в масле нормально работающих ТТ было рассмотрено 7 случаев забракованных

при испытаниях и в эксплуатации, а также аварийных ТТ: 5 единиц ТФРМ и 2 единицы ТФУМ (ТФКН).

Ниже приведены примеры применения полученных ГЗК для оценки технического состояния ТТ. Значения содержания газов по результатам АРГ, превышающие установочные граничные концентрации, выделены в таблицах жирным шрифтом.

Пример 1. ТФКН 330 кВ – авария со взрывом (ТТ не успели вывести из эксплуатации). Результаты последнего АРГ приведены в табл. 4.

Из табл. 4 видно, что содержание H_2 и всех углеводородных газов в масле превышает граничные, причём по ацетилену в 10 раз. По результатам АРГ Программа диагностировала дуговой разряд в масле, сопровождающийся средним нагревом (основной газ – C_2H_2). При профилактических испытаниях было обнаружено, кроме того, увеличение $tg\delta$ промежутка С3 до 1,9% и рост температуры при тепловизионном контроле от $\Delta T = 0,9$ до 1,3°C. Во всяком случае, применение ГЗК позволило бы отбраковать ТТ.

Пример 2. ТФРМ 750 кВ с маслом Т-750, нижний блок перед включением в эксплуатацию. В НИИПТ проводились испытания на ра-

Таблица 2

Расчётные ГЗК газов в масле ТТ рывовидной конструкции

Тип, класс U, кВ	Масло	Объём выборки, ед.	Уровни, %	Содержание газов в масле, мкл/л							
				H_2	CH_4	C_2H_4	C_2H_6	C_2H_2	CO	CO_2	
ТРН 330 и 750	Т-750	256	90	6	7	31	5	3	430	1340	
ТФРМ 330 – 750		160	90	11	9	24	2	1	830	1280	
ТФРМ и ТРН 330 – 750		416	90	90	8	8	24/31*	4	2	680	1300
			95	95	15	12	30/37*	5	4	850	1500
ТФРМ 330 – 750	ГК	226	90	90	30	14	21	11	1	560	1240
			95	95	50	18	25	27	7	725	1700

*Значения для ТФРМ – в числителе, для ТРН – в знаменателе

Таблица 3

Граничные и браковочные значения концентрации газов в масле ТТ и силовых трансформаторов

Страна, тип ИТ, источник	Содержание газов в масле, мкл/л							Значения
	H_2	CH_4	C_2H_4	C_2H_6	C_2H_2	CO	CO_2	
МЭК 60599 [1], ИТ	300	30	10	50	2	300	900	Максимально допустимые
Россия РД [3], Силовые трансформаторы 110 – 500 кВ	100	100	100	50	10	500 (600)*	6000 (2000)*	Граничные
Португалия [8], ТТ – 400 кВ	6	20	5	15	1	250	700	Нормальные
	30	20	10	20	5	300	900	Критические

* В скобках приведены значения для трансформаторов с плёночной защитой

Результаты АРГ ТФКН-330 кВ до аварии

Параметр	Содержание газов в масле, мкл/л						
	H ₂	CH ₄	C ₂ H ₄	C ₂ H ₆	C ₂ H ₂	CO	CO ₂
Результаты АРГ	42	43	72	72	50	–	–
ГЗК	25	15	34	15	5	600	1200

ботоспособность после длительного хранения согласно [9]. Результаты АРГ в конце испытаний приведены в табл. 5.

Из табл. 5 видно, что содержание H₂, CH₄ и C₂H₆ превышает ГЗК. Программа "Альбатрос" диагностирует частичные разряды (ЧР), сопровождаемые слабым нагревом (H₂ – основной, CH₄ и C₂H₆ – характерные газы). Эта оценка согласуется с измерениями tgδ изоляции (4,2%) и уровня ЧР (более 1000 пКл). ТТ был забракован.

Пример 3. ТФРМ выпуска 1982 г. Выведен из эксплуатации с наработкой 10 лет по результатам тепловизионного контроля ($\Delta T_{\text{бак}} = 0,7^\circ\text{C}$). На стенде НИИПТ проводились длительные испытания при $U_{\text{н.р}}$ и токе $I = 0,5I_{\text{ном}}$. Результаты измерений характеристик изоляции и АРГ

в эксплуатации и при испытаниях в НИИПТ приведены в табл. 6.

Из табл. 6 видно, что в эксплуатации содержание газов в масле ТТ, кроме CO₂, не превышало граничных. Через 150 ч испытаний ГЗК были превышены по H₂ и CH₄, а после дополнительных испытаний и по C₂H₆, C₂H₂, а также CO и CO₂. Диагноз программы "Альбатрос" по составу и соотношению газов в начале испытаний (строка 2): ЧР в твёрдой изоляции", в конце испытаний (строка 4): ЧР, сопровождаемые нагревом в твёрдой изоляции". При разборке ТТ были обнаружены 6 групп каналов частичных пробоев в бумажной изоляции тора, затрагивающих, как правило, несколько слоёв изоляции, а также следы перегрева бумажной изоляции в "тройнике". На рис. 1 и 2 показано

Таблица 5

Результаты АРГ при испытаниях нижнего блока ТФРМ 750 кВ

Параметр	Содержание газов в масле, мкл/л						
	H ₂	CH ₄	C ₂ H ₄	C ₂ H ₆	C ₂ H ₂	CO	CO ₂
Результаты АРГ	3680	506	0,5	125	4	500	980
ГЗК	15	12	30	5	4	850	1500

Таблица 6

Результаты длительных испытаний ТТ типа ТФРМ-330 кВ

Время испытаний	tgδ _{10кВ} , %	ЧР, пКл	Содержание газа, мкл/л						
			H ₂	CH ₄	C ₂ H ₄	C ₂ H ₆	C ₂ H ₂	CO	CO ₂
Эксплуатация	0,45	–	Отс.	2	4,1	0,5	< 0,5	Отс.	3800
Через 150 ч испытаний	4,15	1000	513	49	1,0	1,0	< 0,5	725	2010
После перерыва 2 года	–	–	636	70	8,0	6,0	1,0	1170	2690
Через 5 дней испытаний	24	10000	1370	188	6,0	20,0	6,0	1250	4120
ГЗК	–	–	15	12	30	5	4	850	1500



Рис. 1. Канал пробоя № 2 в бумаге на внутренней части рыма между 3- и 4-й обкладками на месте технологической подрезки лент



Рис. 2. Область перегрева бумаги в районе "тройника"

Граничные значения концентрации газов в масле нормально работающих ТТ (95%)

Тип, класс U , кВ	Масло	Объём выборки, ед.	Содержание газов в масле, мкл/л						
			H_2	CH_4	C_2H_4	C_2H_6	C_2H_2	CO	CO_2
ТФКН и ТФУМ 330	ТКП	314	25	15	22/34*	15	5	600	1200
ТФРМ и ТРН 330 – 750	Т-750	416	15	12	30/37*	5	4	850	1500
	ГК	226	50	18	25	27	7	725	1700

*Значения C_2H_4 для ТФУМ и ТФРМ – в числителе, для ТФКН и ТРН – в знаменателе

расположение некоторых дефектов, развившихся в изоляции.

Заключение

Предложены рассчитанные на 95%-м уровне по выборкам от 200 до 400 единиц значения граничной концентрации газов в масле отдельно для ТТ U -образной и рывовидной конструкций. ТТ рывовидной конструкции разделены по маслам Т-750 и ГК, а ТТ герметичного и негерметичного исполнений разделены по граничным концентрациям C_2H_4 . Предлагаемые ГЗК приведены в табл. 7.

Список литературы

1. РД 34.45-51.300-97. Объём и нормы испытаний электрооборудования.
2. IEC 60599. Mineral oil-impregnated electrical equipment in service – Guide to the interpretation of dissolved and free gases analysis. 1999-03.
3. РД 153-34.0-46.302-00. Методические указания по диагностике развивающихся дефектов трансформаторного оборудования по результатам хроматографического анализа газов, растворенных в масле.
4. Давиденко И. В. Определение критериев оценки состояния измерительных трансформаторов по результатам хроматографического анализа масла различных энергосистем // XI Международная научно-техническая конференция "Трансформаторостроение – 2005". Украина, Запорожье.
5. Гречко О. Н., Курбатова А. Ф. Граничные значения характеристик изоляции нормально работающих маслонаполненных трансформаторов тока // Семинар "Методы и средства оценки состояния энергетического оборудования". С.-Пб., 2001.

6. РД 34.46.302-89. Методические указания по диагностике развивающихся дефектов по результатам хроматографического анализа газов, растворенных в масле силовых трансформаторов.

7. IEC 61464. Insulated bushing. Technical Report – TYPE 2.

8. Ваз А., Сильвестр М. Эксплуатационные и лабораторные исследования и испытания измерительных трансформаторов для предотвращения отказов. Доклад 12-103 // CIGRE 1998. Португалия.

9. Циркуляр Ц-03-2001(Э). Об испытаниях трансформаторов тока ТФРМ 330-750 кВ перед вводом в эксплуатацию после длительного хранения. 23.10.2001.

Гречко Ольга Никитична – инженер-электрик АО НИИПТ (С.-Петербург). Окончила электромеханический факультет Ленинградского политехнического института в 1958 г.

Давиденко Ирина Васильевна – доцент Уральского государственного политехнического университета (г. Екатеринбург), канд. техн. наук. Окончила Уральский политехнический институт в 1989 г. Защитила диссертацию по теме "Разработка методик и элементов экспертно-диагностической системы оценки маслонаполненного электрооборудования" в 1998 г.

Калачёва Надежда Ивановна – НПО "Электрум", г. Санкт-Петербург. Окончила химический факультет Ленинградского государственного университета в 1974 г. Защитила диссертацию по теме "Парофазный анализ в диагностике дефектов силовых трансформаторов" в 1988 г.

Курбатова Алевтина Фёдоровна – работает МЭС Северо-Запада г. С.-Петербург. Окончила электромеханический факультет Ленинградского политехнического института в 1969 г.

Смекалов Владимир Валентинович – работает в ОАО ФСК "ЕЭС России".

К вопросу выбора коэффициентов проектирования двигателей постоянного тока

ТОКАРЕВ С.Б.

Предложена методика выбора и корректировки коэффициентов проектирования двигателей постоянного тока. Методика позволяет уменьшить время оптимизационного расчёта двигателя.

The technique of a choice and specification of factors of designing of engines of a direct current is offered. The technique allows reducing time of the optimized calculation of the electric motor.

Важнейшей задачей проектирования электрических машин является разработка методик расчёта, адекватно описывающих установившиеся и переходные процессы машин. На основании методик расчёта электрической машины разрабатывается математическая модель машин. Математическая модель двигателей постоянного тока (ДПТ) базируется на методиках проектирования, изложенных в пособиях по расчёту машин постоянного тока общепромышленного применения [1, 2]. В данной статье главное внимание будет уделено вопросам выбора начальных коэффициентов проектирования с последующим их уточнением.

Основными исходными данными при проектировании ДПТ являются следующие:

1. Номинальная мощность на валу P_2 , Вт.
2. Напряжение, подводимое к обмотке якоря и обмотке возбуждения U , В.
3. Номинальная частота вращения n , об/мин.
4. Система (схема) возбуждения.

При расчёте электрической машины можно получить ряд вариантов с различными размерами, обмотками, электрическими характеристиками. Как известно, число основных уравнений для расчёта электрических машин значительно меньше числа параметров, которые требуется получить. Поэтому необходимо в начале расчёта задаться рядом величин. При проведении электромагнитного расчёта ДПТ предварительно задаются начальными значениями варьируемых переменных, а также индукциями в ярме якоря $B_{\text{я}}$ (Тл), в станине $B_{\text{ст}}$ (Тл) в полюсе $B_{\text{п}}$ (Тл) и плотностью тока под щёткой $j_{\text{щ}}$ (А/см²).

Следует учитывать, что при проектировании ДПТ с минимальными массогабаритными показателями (например, авиационные двигатели, а также двигатели для подводной техники [3, 4]) следует выбирать более высокие значения электромагнитных нагрузок по сравнению с электромагнитными нагрузками машин общепромышленного применения.

Кроме этого, в качестве исходных данных выбираются различные коэффициенты проектирования, конструктивные коэффициенты, параметры применяемой в ДПТ изоляции.

В методиках по расчёту машин постоянного тока требуется по исходным данным для проектирования задаться значением КПД, который определяет общий ток двигателя, а также коэффициентом K_E , равным отношению ЭДС к номинальному напряжению, и для ДПТ параллельного возбуждения – коэффициентом $K_B = I_B/I$, представляющим собой отношение тока возбуждения к номинальному току машины [1]. При этом правильность предварительного выбора КПД выясняется в конце электромагнитного расчёта по сопоставлению номинальных и расчётных данных. При большом их расхождении требуется провести уточнение и скорректировать расчёт. Кроме того, КПД и указанные коэффициенты являются функцией электромагнитных нагрузок, что затрудняет их выбор при расчёте вариантов (например, при оптимизационных расчётах). Однако опыт проектирования ДПТ позволяет уточнить и расчётные коэффициенты, а также разработать методику их корректировки в процессе расчёта машины. Ниже

будет предложена методика, позволяющая уменьшить количество коэффициентов и провести их уточнение в начальной стадии расчёта, что снижает общее время компьютерного расчёта и в целом уменьшает трудоёмкость проектирования ДПТ.

В предлагаемом алгоритме электромагнитного расчёта задаются коэффициентами K_E и K_P . Коэффициент K_P связывает отношения электромагнитной $P_{эм}$ (Вт) и полезной мощности P_2 :

$$P_{эм} = K_P P_2.$$

На рис. 1 приведены зависимости $K_E = f_1(P_2)$ и $K_P = f(P_2)$, построенные на основании анализа спроектированных ДПТ [1–5]. Следует отметить, что в зависимости от предъявляемых требований проектирование ДПТ чаще всего идет по двум направлениям: расчёт на максимальный КПД, как правило, для двигателей общепромышленного назначения или на минимальную массу двигателя, что характерно для некоторых двигателей специального назначения. Поэтому на рис. 1 приведены рекомендации по выбору коэффициентов в зависимости от назначения ДПТ. Проектирование двигателей в предлагаемой методике начинается с выбора расчётных коэффициентов и определения главных размеров машины, исходя из задания на проектирование. После чего производится расчёт обмотки якоря и цепочно-коллекторного узла, что дает возможность определить постоянные и добавочные потери и, тем самым, уточнить значения выбранных коэффициентов K_E и K_P :

$$K_{P1} = (P_2 + P_{ст} + P_{доб} + P_{мех})/P_2,$$

где K_{P1} – уточнённое значение коэффициента; $P_{ст}$ – магнитные потери в стали, Вт; $P_{доб}$ – добавочные потери, Вт; $P_{мех}$ – механические потери [1, 2].

Зависимости $K_P = f(P_2)$ (см. рис. 1) для двигателей, спроектированных на максимум КПД, располагаются ниже, чем аналогичные кривые для двигателей с минимальной массой. Это объясняется тем, что в двигателях с предельным КПД электромагнитные нагрузки выбираются меньше, чем в двигателях с минимальной массой (при одинаковой мощности), что и обуславливает несколько меньшие значения потерь в стали. Но на больших мощностях в двигателях с предельным КПД, в связи с уве-

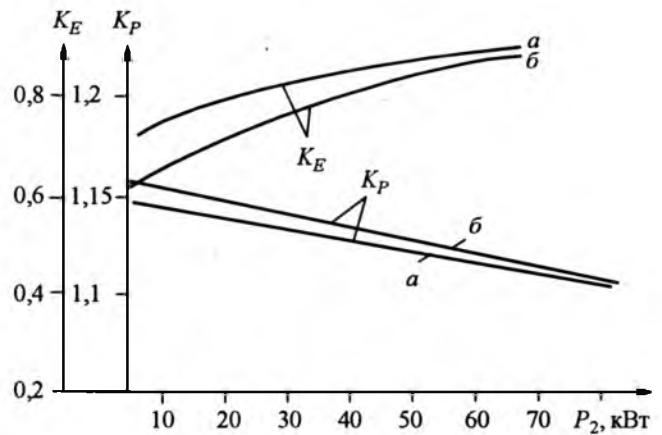


Рис. 1. Зависимости коэффициентов проектирования от мощности электродвигателя: а – max КПД; б – min массы

личением линейных размеров, начинает сказываться рост механических потерь, происходящий более интенсивно, чем у двигателей, спроектированных на минимальную массу. Поэтому значения K_P на больших мощностях для двух типов электродвигателей практически не отличаются между собой.

Соблюдение рекомендаций по выбору K_E , K_P , (рис. 1) даёт возможность получить расхождение между K_P и K_{P1} в пределах 3–5%, что является вполне допустимым. Поэтому продолжают расчёт двигателя и выбирают такую E_1 , которая в конце расчёта обеспечила бы выход на заданную мощность P_2 и частоту вращения электродвигателя. В случае недостижения заданной точности между коэффициентами K_P и K_{P1} необходимо произвести пересчёт двигателя, приняв $K_P = K_{P1}$. На рис. 2 приведена блок-схема расчёта ДПТ по выбранной методике.

Для определения E_1 запишем уравнение электрической цепи для постоянного тока параллельного возбуждения

$$E_1 = U - I_{я1} r_{\Sigma} - \Delta U_{ш}, \quad (1)$$

где r_{Σ} – сопротивление цепи якоря и добавочных полюсов; $I_{я1}$ – ток якорной цепи электродвигателя, соответствующий E_1 .

Потери $P_{мех}$ и $P_{доб}$ не изменятся с корректировкой E_1 , а потери в стали несколько изменят своё значение на отношение E_1^2/E^2 . Поэтому уточнённое значение $I_{я}$ будет определяться следующим образом:

$$I_{я1} = \frac{P_{мех} + P_{доб}}{E_1} + \frac{P_{ст}(E_1^2/E^2)}{E_1}. \quad (2)$$

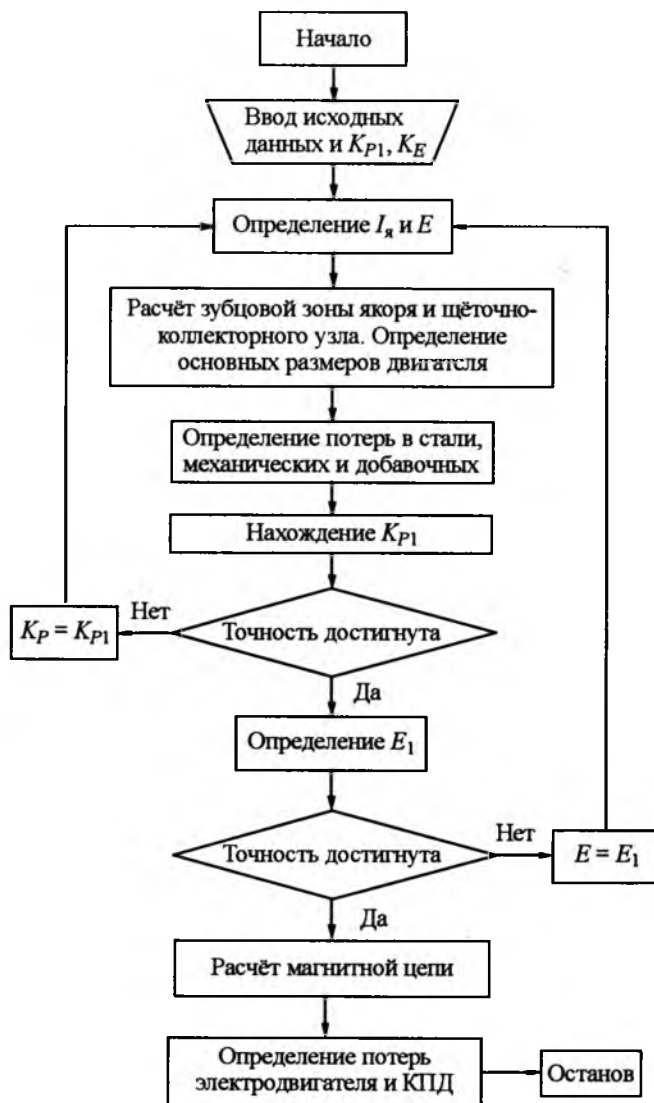


Рис.2. Блок-схема выбора коэффициентов проектирования

Подставляя (2) в (1) и проводя несложные преобразования, записываем (1) как квадратное уравнение относительно E_1 :

$$E_1^2 \left[1 + \left(\frac{P_{ст}}{E^2} \right) \right] r_{\Sigma} + E_1 (U - \Delta U_{щ}) + (P_{доб} + P_{мех}) r_{\Sigma} = 0. \quad (3)$$

Решение этого уравнения даёт значение E_1 . В случае отрицательного подкоренного выражения при решении (3) (что вытекает из невозможности выполнить машину с такими исходными данными) вариант расчёта следует признать непригодным. Выбирая K_E согласно рис. 1, в большинстве случаев можно достичь высокой точности схождения E и E_1 . Если расхождение между E и E_1 будет значительно, не-

обходимо вернуться в начало расчёта, приняв $E = E_1$. Ток якорной цепи уточняется согласно (2). Зная E_1 и $I_{я1}$, уточняют линейную нагрузку плотности тока якоря, индукцию в воздушном зазоре. После этого производится расчёт магнитной цепи, обмотки главных полюсов, что позволяет точно определить ток в обмотке возбуждения.

Данная методика по выбору и корректировке коэффициентов проектирования может быть использована для двигателей самого широкого профиля при расчёте двигателей постоянного тока общепромышленного применения. При этом начальные значения коэффициентов берутся на основании предыдущего опыта проектирования. Именно с использованием данной методики были проведены оптимизационные работы по проектированию разнообразных ДПТ [5–7].

Список литературы

1. Проектирование электрических машин / Под ред. Копылова И.П. М.: Высшая школа, 2002.
2. Гольдберг О.Д., Гурии Я.С., Свириденко И.С. Проектирование электрических машин. М.: Высшая школа, 2001.
3. Морозов А.Г. Расчёт электрических машин постоянного тока. М.: Высшая школа, 1977.
4. Киселев В.И., Лубсанов А.А., Морозкин В.П., Токарев С.Б. Особенности проектирования двигателей постоянного тока, работающих в автономных энергосистемах // Электротехника. 1987. № 3. 30–33.
5. Курбатов А.С., Седов В.И., Сорин Л.Н. Проекти-

рование тяговых электродвигателей. М.: Транспорт, 1987.

6. Зубков В.А., Иванов А.И., Холод Ю.Д., Токарев С.Б. Оптимальное проектирование двигателей постоянного тока для автопогрузчиков // Электротехника. 1995. № 11. С.22–25.

7. Токарев С.Б. К вопросу выбора оптимальной частоты вращения погружного двигателя постоянного тока // Электротехника. 1996. № 3. С.21–23.

Токарев Сергей Борисович – доцент Московского государственного вечернего металлургического института, канд. техн. наук. Защитил диссертацию по теме "Погружной двигатель постоянного тока автономных энергетических систем" в 1989 г.

Особенности проектирования униполярного индукторного моментного двигателя с осевым магнитным потоком постоянных магнитов

ЕПИФАНОВ О.К., ОСЬКИН А.Б., ХРУЩЕВ В.В.

Рассматриваются вопросы проектирования и расчётной модели индукторного моментного двигателя с осевым магнитным потоком для пускового режима его работы. Приводятся соотношения для определения геометрических параметров конструкции, эквивалентная схема замещения магнитной цепи, уравнения магнитных потоков и выражения для определения составляющих магнитной индукции и пускового момента. Излагается методика проектирования моментного двигателя из условия минимизации потребляемой электрической мощности.

В настоящее время для построения высокоточных безредукторных электроприводов в приборных системах слежения, наведения и стабилизации широко применяются бесконтактные моментные двигатели постоянного тока различных типов с возбуждением от высококоэрцитивных постоянных магнитов [1, 2]. Одним из них является униполярный индукторный моментный двигатель с возбуждением осевым магнитным потоком от постоянных магнитов (далее МД), отличающийся высоким значением удельного пускового момента на единицу потребляемой электрической мощности и малым тепловыделением [3, 4]. Высокая эффективность МД обусловлена совокупностью взаимоувязанных геометрических, электрических, магнитных и тепловых параметров, которые

Development features and design model unipolar inductor torque motor with transverse flux for the starting mode are considered. Correlations for defining the structure geometrical parameters are given, along with equivalent scheme of magnetic circuit replacement, magnetic flux equations, and expressions used to define magnetic induction and starting moment components. Method for the torque motor development based on minimized power consumption is presented.

определяются при его проектировании [4,5]. Достижение высоких значений пускового момента в конкретной конструкции МД при минимизации потребляемой мощности обеспечивается как максимальной электромагнитной нагрузкой, так и взаимной конфигурацией зубцовых зон статора и ротора, образующих воздушный зазор МД [5–7]. В базовом варианте принципиально-конструктивного и технологического построения [3,7], приведённом на рис. 1, МД состоит из статора с трёхфазной обмоткой управления и ротора, выполненного в виде двух соосно расположенных зубчатых магнитопроводов, развёрнутых на половину своего зубцового деления. Между магнитопроводами размещены аксиально намагниченные в одном направлении высококоэрцитивные постоянные

магниты. Число электромагнитной редукции принято равным двоичному числу зубцов на каждом магнитопроводе ротора $Z_2 = 2^n$, где n – целое число. Статор содержит $p = 2mk$ зубчатых полюсов, где $k = 1, 2, 4$ при числе фаз $m = 3$. На рис. 1, а представлен общий вид двигателей типа МД с наружными диаметрами 71, 135 и 160 мм [4].

Определение воздушного зазора МД. Для получения трёхфазной электромагнитной системы в МД полюса статора смещаются относительно друг друга на $\pm t_z/m$ при $t_z = \pi D/Z_2$, где t_z – зубцовое деление ротора, D – диаметр расточки статора. Приравнивая длины окружностей по воздушному зазору для статора и ротора МД, получим $\left(Z_1 t_z \pm \frac{t_z}{m} \right) p = Z_2 t_z$, где Z_1 – число зубцов на полюсе статора.

Следовательно, при $m = 3$

$$Z_2 = p \left(Z_1 \pm \frac{1}{3} \right), \quad (1)$$

где знак минус соответствует "сближению" полюсов на $1/3$ зубцового деления, а знак плюс – "раздвижению" полюсов на $1/3$ зубцового деления.

Расстояние между полюсами по воздушно-



а)

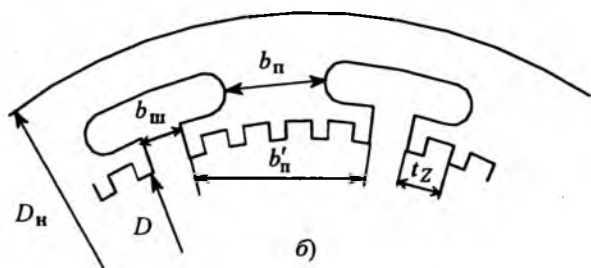


Рис.1. Малогабаритные модификации (а) и фрагмент геометрии магнитопровода статора МД (б): D_n – наружный диаметр статора; b_n – ширина полюса; b_m – ширина шлица между полюсами; D – диаметр расточки; t_z – зубцовое деление

му зазору (ширина шлица b_m)

$$b_m = \left(1 - K_{Z1} \pm \frac{1}{3} \right) t_z, \quad (2)$$

где $K_{Z1} = b_{z1}/t_z$; b_{z1} – ширина зубца статора.

На рис.2 представлен фрагмент магнитопровода статора МД.

Выполнение $Z_2 = 2^n$ в МД ($Z_2 = 16, 32, 64, 128, 256$) накладывает определённые ограничения на выбор Z_1 и числа полюсов. В табл.1 приведены значения Z_1, p и Z_2 , взаимно удовлетворяющие друг другу с точки зрения построения МД для $Z_2 = 2^n$.

Для малогабаритных конструкций МД процентное заполнение магнитопровода статора сталью является более высоким при максимальном значении Z_1 , при этом возникает технологическое ограничение в выполнении b_m , которая должна быть достаточной для укладки трёхфазной обмотки в пазы статора.

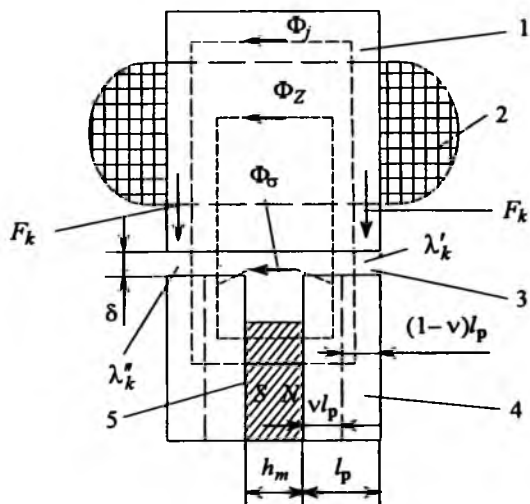


Рис.2 – Поперечный разрез МД:

l_p – осевая длина магнитопровода ротора; $(1 - v)l_p$ – часть ротора, по которой замыкается поток Φ_j ; Φ_Z – магнитный поток в полюсе, непопадающий в ярмо статора; Φ_σ – магнитный поток рассеяния; $v l_p$ – часть ротора, по которой замыкается поток Φ_Z ; λ'_k, λ''_k – магнитные проводимости воздушного зазора под правым и левым магнитопроводами ротора; δ – воздушный зазор; h_m – толщина постоянного магнита; F_k – МДС обмотки; 1 – статор; 2 – обмотка; 3 – воздушный зазор; 4 – магнитопровод ротора; 5 – постоянный магнит

Расчётная модель МД

Определение магнитной индукции в воздушном зазоре МД. Согласно принятому принципиально-конструктивному построению МД поперечный разрез МД и тангенциальная проекция путей замыкания магнитных потоков, с учётом [1], будут соответствовать рис.2.

Магнитный поток от постоянного магнита, проходящий через полюса статора, можно разделить на две составляющие: поток Φ_j , замыкающийся через ярмо магнитопровода статора, и поток Φ_Z , замыкающийся через полюса статора.

Обозначим через $(1-\nu)l_p$ часть магнитопровода ротора, по которой замыкается магнитный поток Φ_j (где ν – коэффициент, показывающий какая часть магнитного потока постоянного магнита не создаёт полезного вращающего момента).

Пусть $B_{\delta=}$ – постоянная составляющая магнитной индукции в воздушном зазоре от магнитного потока постоянного магнита. Тогда можно записать следующие выражения для магнитных потоков Φ_j и Φ_Z :

$$\Phi_j = \pi D l_p (1 - \nu) B_{\delta=}; \quad \Phi_Z = \pi D l_p \nu B_{\delta=}$$

Обозначим

$$\frac{\nu}{1-\nu} = a; \quad \nu = \frac{a}{1+a} < 1. \quad (3)$$

Длины средних силовых линий замыкания Φ_j и Φ_Z поперёк шихтованного магнитопровода:

$$l_j = h_m + 2\nu l_p + (1 - \nu)l_p = l_p(\beta_m + 1 + \nu);$$

$$l_Z = h_m + \nu l_p = l_p(\beta_m + \nu),$$

где $\beta_m = h_m/l_p$.

Тогда магнитные сопротивления ярма и полюса статора

$$R_j = \frac{l_j(1-K_{ст})}{\mu_0 S_j}; \quad R_Z = \frac{l_Z(1-K_{ст})}{\mu_0 S_Z},$$

где S_j – площадь сечения ярма статора; S_Z – суммарная площадь полюсов статора в поперечном

сечении; $K_{ст}$ – коэффициент заполнения шихтованного пакета статора сталью, $K_{ст} = 0,93 \div 0,95$ [8]. Отсюда

$$a = \frac{R_j}{R_Z/p} = \frac{\beta_m + 1 + \nu}{\beta_m + \nu} K_S \quad \text{при} \quad K_S = \frac{S_Z}{S_j}.$$

Подставив это выражение в (3), получим:

$$\frac{\nu}{1-\nu} = K_S \frac{\beta_m + 1 + \nu}{\beta_m + \nu} \quad \text{или} \quad \nu^2 + \beta_m \nu - K_S \frac{\beta_m + 1}{K_S + 1} = 0. \quad (4)$$

Решив квадратное уравнение (4), находим выражение для определения ν :

$$\nu = -\frac{\beta_m}{2} + \sqrt{\frac{\beta_m^2}{4} + K_S \frac{\beta_m + 1}{K_S + 1}}.$$

Магнитным потокам в МД, с учётом [7], соответствует эквивалентная схема замещения ненасыщенной магнитной цепи, приведённая на рис.3.

Магнитная проводимость воздушного зазора в МД под k -м полюсом статора согласно [2, 3] определяется выражениями:

$$\left. \begin{aligned} \lambda'_k &= \lambda_0 + \lambda_1 \cos(Z_2 \alpha - \alpha_k); \\ \lambda''_k &= \lambda_0 - \lambda_1 \cos(Z_2 \alpha - \alpha_k); \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

где $\alpha_k = \pm(k-1)2\pi/3$; знак минус соответствует "сближению" полюсов на 1/3 зубцового деления, а знак плюс – "раздвижению" полюсов на 1/3 зубцового деления; k – позиционный номер полюса ($k = 0, 1, 2$); λ_1 и λ_0 – соответственно первая гармоника и постоянная составляющая магнитной проводимости воздушного зазора МД; α_k – угол поворота ротора относительно статора МД.

Магнитные потоки в воздушном зазоре МД под правым и левым магнитопроводами ротора Φ'_k и Φ''_k согласно схеме замещения (рис.3) определяются следующим образом.

Магнитный потенциал между точками a и b

$$F_{ab} = \Phi_j \frac{3}{p} \frac{1}{\sum_{k=0}^2 (1-\nu) \lambda'_k} + \frac{\sum_{k=0}^2 w i_k \lambda'_k}{\sum_{k=0}^2 \lambda'_k} =$$

$$= \Phi_j \frac{1}{(1-\nu) p \lambda_0},$$

так как

$$\sum_{k=0}^2 (1-\nu) \lambda'_k = (1-\nu) 3 \lambda_0; \quad \sum_{k=0}^2 i_k \lambda'_k = -I_m \sum_{k=0}^2 \sin(Z_2 \alpha - \alpha_k) [\lambda_0 + \lambda'_1 \cos(Z_2 \alpha - \alpha_k)] = 0.$$

Таблица 1
Соотношения чисел зубцов и числа полюсов в МД

Z_2	16	32	64			128			
Z_1	3	3	5	3	5	11	3	5	11
p	6	12	6	24	12	6	48	24	12
Знак									
"сближения" – "раздвижения"	-	-	+	-	+	-	-	+	-

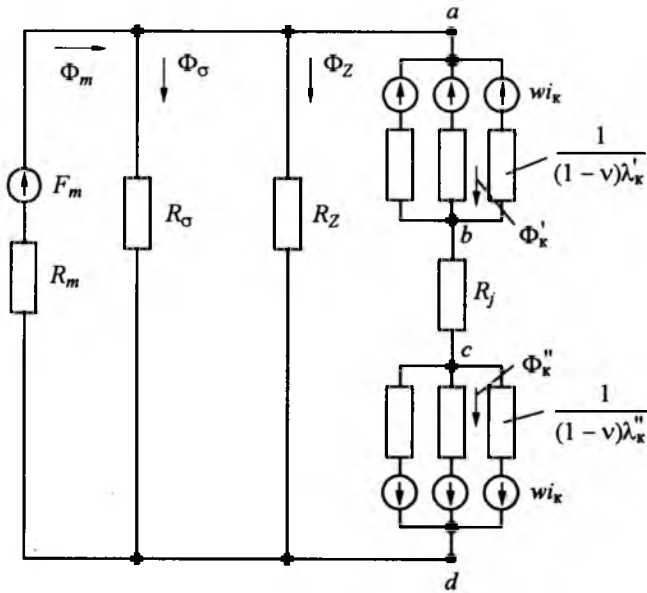


Рис.3. Схема замещения магнитной цепи:

R_Z, R_j, R_m, R_σ – соответственно магнитные сопротивления полюсов статора поперёк шихтовки, ярма статора, постоянного магнита, рассеяния постоянных магнитов; Φ_m, F_m – максимальный магнитный поток и МДС постоянного магнита; i_k, w – ток и число витков в катушке статора

При токах в фазах МД $i_k = -I_m \sin(Z_2\alpha - \alpha_k)$, где I_m – амплитудное значение тока в обмотках, магнитный поток k -го полюса статора под правым магнитопроводом ротора

$$\begin{aligned} \Phi'_k &= (F_{ab} - F_k)(1 - \nu)\lambda_k = \Phi_j \frac{\lambda'_k}{p\lambda_0} - w i_k (1 - \nu)\lambda'_k = \\ &= \frac{\Phi_j}{p} + \frac{\Phi_j \lambda_1}{p \lambda_0} \cos(Z_2\alpha - \alpha_k) + (1 - \nu)\lambda_0 I_m w \sin(Z_2\alpha - \\ &- \alpha_k) + (1 - \nu)\lambda_1 \frac{w I_m}{2} \sin 2(Z_2\alpha - \alpha_k). \end{aligned} \quad (6)$$

Аналогичное выражение получим для магнитного потока k -го полюса статора под левым магнитопроводом ротора:

$$\begin{aligned} \Phi''_k &= \frac{\Phi_j}{p} - \frac{\Phi_j \lambda_1}{p \lambda_0} \cos(Z_2\alpha - \alpha_k) - (1 - \nu)\lambda_0 I_m w \times \\ &\times \sin(Z_2\alpha - \alpha_k) + (1 - \nu)\lambda_1 \frac{w I_m}{2} \sin 2(Z_2\alpha - \alpha_k). \end{aligned}$$

Тогда суммарный магнитный поток, сцепляющийся с обмоткой на одном полюсе статора, равен:

$$\begin{aligned} \Phi_k &= \Phi'_k - \Phi''_k = 2 \frac{\Phi_j \lambda_1}{p \lambda_0} \cos(Z_2\alpha - \alpha_k) + \\ &+ 2(1 - \nu)\lambda_0 w I_m \sin(Z_2\alpha - \alpha_k). \end{aligned} \quad (7)$$

Как следует из выражения (6), магнитный поток $(1 - \nu)$ части k -го полюса состоит из четырех составляющих:

– Φ_j/p – постоянная составляющая, не зависящая от углового положения ротора;

– $\frac{\Phi_j \lambda_1}{p \lambda_0} \cos(Z_2\alpha - \alpha_k)$ – переменная составляющая магнитного потока постоянного магнита, обусловленная зубчатостью ротора и статора МД;

– $(1 - \nu)\lambda_0 w I_m \sin(Z_2\alpha - \alpha_k)$ – переменная составляющая магнитного потока, создаваемая током в обмотке статора;

– $(1 - \nu)\frac{\lambda_1 w I_m}{2} \sin 2(Z_2\alpha - \alpha_k)$ – переменная составляющая магнитного потока от изменения магнитной проводимости и тока обмотки, которая имеет двойную периодичность по отношению к первым двум переменным составляющим магнитного потока и в образовании постоянной составляющей вращающего момента МД не участвует (её потокосцепление с обмоткой статора при учёте обеих половин ротора, согласно выражению (7), равно нулю).

Тогда магнитная индукция в воздушном зазоре МД под k -м полюсом статора

Учитывая, что $B_{\delta=} = \frac{\Phi_j}{(1 - \nu)\alpha_n \pi D l_p}$ – постоянная составляющая индукции от потока постоянного магнита, и подставляя выражение (6) в (8), получаем:

$$B_{\delta} = \frac{\Phi_k}{(1 - \nu)\alpha_n \tau l_p} = \frac{\Phi_k p}{(1 - \nu)\alpha_n \pi D l_p}, \quad (8)$$

где α_n – коэффициент полюсной дуги; $\alpha_n = pb'_n / \pi D$.

Учитывая, что $B_{\delta=} = \frac{\Phi_j}{(1 - \nu)\alpha_n \pi D l_p}$ – постоянная составляющая индукции от потока постоянного магнита, и подставляя выражение (6) в (8), получаем:

$$\begin{aligned} B_{\delta} &= B_{\delta=} + B_{\delta} = \frac{\lambda_1}{\lambda_0} \cos(Z_2\alpha - \alpha_k) - \\ &- \frac{\lambda_0 p w I_m}{\alpha_n \pi D l_p} \sin(Z_2\alpha - \alpha_k). \end{aligned} \quad (9)$$

Пусть

$$K_1 = \frac{\lambda_0 p w I_m}{\alpha_n \pi D l_p B_{\delta=} \lambda_0}, \quad (10)$$

где K_1 – отношение амплитуд переменных со-

ставляющих магнитной индукции (магнитных потоков), созданных током в фазах обмотки статора МД и постоянными магнитами.

Тогда выражение (9) для B_{δ} запишется в виде:

$$B_{\delta} = B_{\delta=} + B_{\delta=} \frac{\lambda_1}{\lambda_0} (1 + K_1^2)^{1/2} \cos(Z_2\alpha - \alpha_k - \gamma), \quad (11)$$

где $\text{tg}\gamma = K_1$.

Максимальное значение B_{δ} при $\cos(Z_2\alpha - \alpha_k - \gamma) = 1$

$$B_{\delta m} = B_{\delta=} \left[1 + \frac{\lambda_1}{\lambda_0} (1 + K_1^2)^{1/2} \right] \text{ или}$$

$$B_{\delta=} = \frac{B_{\delta m}}{1 + \frac{\lambda_1}{\lambda_0} \sqrt{1 + K_1^2}} \quad (12)$$

Значение $B_{\delta m}$ в ненасыщенном МД определяется по допустимой индукции в зубцах статора ($B_{Zm} \approx 1,8 \div 2,0$ Тл [8]), т.е. $B_{\delta m} = K_{Z1} B_{Zm}$. При $K_{Z1} = 0,3$ $B_{\delta m} = 0,54 \div 0,6$ Тл; при $K_{Z1} = 0,4$ $B_{\delta m} = 0,72 \div 0,8$ Тл; при $K_{Z1} = 0,5$ $B_{\delta m} = 0,9 \div 1,0$ Тл.

Пусковой момент и потребляемая электрическая мощность. Зависимость пускового момента M_{Π} и потребляемой пусковой электрической мощности P_{Π} МД от K_1 при заданных $B_{\delta m}$ и геометрии воздушного зазора определяется следующим образом. Пусковой момент МД, с учётом [2–4], описывается следующим выражением:

$$M_{\Pi} = \Phi_j \frac{\lambda_1}{\lambda_0} Z_2 w I_m = (1 - \nu) \alpha_{\Pi} \pi D l_p B_{\delta=} \frac{\lambda_1}{\lambda_0} Z_2 w I_m, \quad (13)$$

где I_m – пусковой ток.

Подставив в уравнение (13) выражение для $w I_m$ из (10) и $B_{\delta=}$ из (12), получим:

$$M_{\Pi} = A \frac{\mu_1^2 K_1}{\left(1 + \mu_1 \sqrt{1 + K_1^2}\right)^2}, \quad (14)$$

где

$$A = (1 - \nu) (\alpha_{\Pi} \pi D l_p B_{\delta m})^2 \frac{Z_2}{\lambda_0 p}; \quad \mu_1 = \frac{\lambda_1}{\lambda_0}.$$

Потребляемая пусковая электрическая мощность

$$P_{\Pi} = \frac{3}{2} I_m^2 r_{\Phi} = \frac{1}{2} p (I_m w)^2 r_0, \quad (15)$$

где $r_0 = \rho \frac{l_w}{S_k K_{3п}}$; ρ – удельное электрическое сопротивление провода обмотки; l_w – средняя длина витка фазы обмотки; S_k – площадь сечения катушки обмотки; $K_{3п}$ – коэффициент заполнения паза статора медью обмотки.

Подставив в выражение (15) $w I_m$ из (10), получим:

$$P_{\Pi} = \frac{1}{2} \left[\frac{K_1 \alpha_{\Pi} \pi D l_p B_{\delta=} \frac{\lambda_1}{\lambda_0}}{\lambda_0 p} \right]^2 p r_0.$$

Заменив $B_{\delta=}$ выражением из (12), получим:

$$P_{\Pi} = B \frac{\mu_1^2 K_1^2}{\left(1 + \mu_1 \sqrt{1 + K_1^2}\right)^2}, \quad (16)$$

где

$$B = \frac{1}{2} (\alpha_{\Pi} \pi D l_p B_{\delta m})^2 \frac{r_0}{\lambda_0^2 p}.$$

Корректность расчётной модели МД. Из схемы замещения магнитной цепи (см. рис.3) следует, что для ненасыщенной магнитной цепи МД МДС, создаваемая токами в обмотках полюсов между точками a и b , c и d , равна нулю.

Действительно, из теоремы об узловых потенциалов при симметричной системе токов следует, что:

$$F_{ab}^{\prime} = \sum_{k=0}^2 w i_k \lambda'_k / \sum_{k=0}^2 \lambda'_k = 0 \text{ при } i_k = -I_m \sin(Z_2\alpha - \alpha_k)$$

и $\lambda'_k = \lambda_0 + \lambda_1 \cos(Z_2\alpha - \alpha_k)$.

Это означает, что отсутствует реакция якоря – влияние токов в трёхфазной обмотке МД на магнитный поток постоянных магнитов.

Согласно выражению (7), магнитный поток постоянных магнитов Φ_k , сцепляющийся с фазной обмоткой k -го полюса, при $I_m = 0$ (режим холостого хода) будет равен:

$$\Phi_k = \frac{2\Phi_j}{p} \frac{\lambda_1}{\lambda_0} \cos(Z_2\alpha - \alpha_k).$$

Тогда мгновенное значение ЭДС фазы МД

$$e_k = e_{\Phi} = -\frac{d\Phi_k}{dt} w \frac{p}{3} = \frac{2}{3} \frac{\lambda_1}{\lambda_0} Z_2 \Omega \Phi_j w \sin(Z_2\alpha - \alpha_k) = E_{km} \sin(Z_2\alpha - \alpha_k),$$

где Ω – угловая частота вращения ротора МД.

Действующее значение ЭДС фазы равно

$$E_{\phi} = E_{km} / \sqrt{2}, \text{ следовательно:}$$

$$E_{\phi} = \frac{\sqrt{2} \lambda_1}{3 \lambda_0} Z_2 \Omega \Phi_j w = C_E \Omega, \text{ где}$$

$$C_E = \frac{\sqrt{2} \lambda_1}{3 \lambda_0} Z_2 \Phi_j w - \text{коэффициент ЭДС.}$$

Пусковой момент МД с учётом выражения (13)

$$M_{\text{п}} = C_M I_{\text{п}}, \text{ где } C_M = \frac{\lambda_1}{\lambda_0} Z_2 \Phi_j w - \text{коэффициент}$$

момента.

Следовательно, для МД отношение $C_E / C_M =$
 $= \sqrt{2} / 3 = 0,471.$

Согласно [4], в табл.2 представлены тактико-технические характеристики отрезка ряда МД, освоенных в производстве, а на рис.4 представлены их нагрузочные и механические характеристики.

В табл.2 приведены фактически полученные значения отношений C_E / C_M и их отклонения от расчётного 0,471, которые не превышают 9%, что объясняется как неточностями в определении частот вращения ХХ на различных образцах МД, так и технологическими неточностями при изготовлении их воздушного зазора. Вместе с тем указанный результат свидетельствует об отсутствии влияния магнитного потока обмотки МД на магнитный поток возбуждения постоянных магнитов и подтверждает

Таблица 2

Тактико-технические характеристики отрезка МД

Характеристика	МД71-0,07	МД117	МД117-2	МД135	МД160	МД220	МД500
Напряжение питания, В	=21	=24	=24	=21	=21	=165/350	=165/350
Электромагнитная редукция	32	64	64	64	64	64	128
Пусковой $M_{\text{п}}$, Н·м	0,14	1,3	0,9	1,2	1,2	200	880
Сопrotивление фазы при $t = 20^{\circ}\text{C}$, Ом	42	16,5	16,5	10,5	5,8	3,2	2,3
Пусковой ток $I_{\text{п}}$ при $t = 20^{\circ}\text{C}$, А	0,32	0,9	0,87	1,35	1,6	7,3/14	12/20
Номинальный момент, Н·м	0,11	1,0	0,75	0,9	1,0	170	880
Частота вращения, об/мин:							
– номинальная	20	10	10	15	20	11	5,2
– холостого хода $n_{\text{ХХ}}$	100	60	80	60	70	22,5	14
– при напряжении питания $U_{\text{п}}$, В	20	24	24	21	21	67	70
Потребляемая пусковая $P_{\text{п}}$ мощность, Вт	6,45	21,6	21	28,7	22,3	256	497
Остаточный момент, % $M_{\text{п}}$	4,8	3,5	1,8	3,7	4,5	7,5	3,5
Пульсации момента, % $M_{\text{п}}$	$\pm 2-3$	$\pm 0,5$	$\pm 0,5$	$\pm 1-2$	$\pm 1-1,7$	$\pm 4,5$	$\pm 3,5$
Перегрев обмоток при $M_{\text{п}}$ Д _т , °С	28	35	35	51	55	65	65
Максимальная допустимая температура двигателя, °С	120	130	130	125	125	135	170
Коэффициент нагрева (тепловое сопротивление) $K_{\text{н}}$, °С/Вт	4,34	1,628	1,666	1,78	2,47	0,254	0,13
Электромеханическая постоянная, мс	0,15	0,09	0,09	0,31	0,29	0,03	0,13
Электромагнитная постоянная, мс	3	2,8	2,8	2,5	2,5	2	2
Постоянная МД $K_{\text{п}}$, Н·м / $\sqrt{\text{Вт}}$	0,055	0,28	0,196	0,224	0,254	12,5	39,354
Коэффициент использования $K_{\text{н}}$, Вт/(Н·м)	46	16,61	23,33	23,92	18,58	1,28	0,57
Коэффициент статической добротности $K_{\text{ф}}$, Н·м/(кг· $\sqrt{\text{Вт}}$)	0,212	0,411	0,289	0,27	0,22	0,1	0,183
Коэффициент ЭДС C_E , В·с	0,191	0,62	0,4775	0,401	0,363	13,37	32,47
Коэффициент момента C_M , Н·м/А	0,438	1,444	1,034	0,889	0,75	27,4	73,3
Отношение C_E / C_M	0,4365	0,429	0,461	0,451	0,484	0,487	0,443
Отклонение C_E / C_M от 0,471, %	-7,3	-8,9	-1,38	-4,25	+2,76	+3,4	-5,94
Габаритные размеры, мм:							
– наружный / внутренний диаметры;	71/30	117/64	117/64	135/80	160/98	220/60	500/300
– активная / габаритная длина	9/25,4	9/20	9/20	9/23,6	9/28	385/422	212/276
Масса м, кг	0,26	0,68	0,68	0,82	1,15	125	215

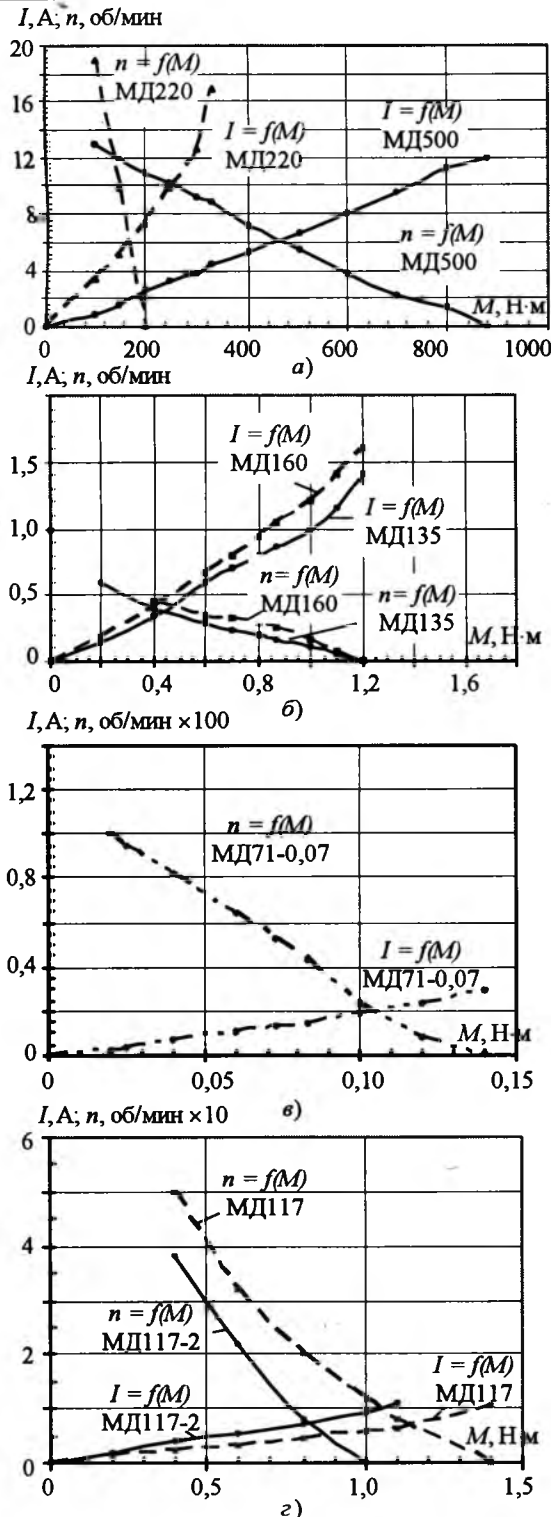


Рис.4. Нагрузочные и механические характеристики МД220, МД500(а), МД135, МД160(б), МД71(в) и МД117, МД117-2(г)

правильность приведённых схемы замещения магнитной цепи МД и расчётной модели МД.

Условия минимизации потребляемой электрической мощности и повышение эффективности МД

В качестве одного из основных критериев

эффективности рассматриваемого типа моментных двигателей принимается коэффициент

статической добротности $K_q = \frac{M_{п}}{\sqrt{P_{п}} G_{дв}}$ [2, 4].

Согласно (14) и (16) K_q пропорционален

$$\frac{M_{п}}{\sqrt{P_{п}}} = \frac{A}{\sqrt{B}} \frac{\mu_1}{1 + \mu_1 \sqrt{1 + K_1^2}}$$

Это означает, что с уменьшением K_1 коэффициент K_q растёт.

Оценка зависимости $M_{п}$ от K_1 показывает следующее. Из выражения (14) следует, что функция $M_{п} = f(K_1)$ при $B_{\delta m} = \text{const}$ и $\mu_1 = \text{const}$ имеет максимум. Значение K_{1m} , при котором $M_{п} = M_{пmax}$, определяется из условия $dM_{п}/dK_1 = 0$ по выражению (14). Тогда получим равенство $\sqrt{1 + K_{1m}^2} = \mu_1(K_{1m}^2 - 1)$, откуда

$$K_{1m} = \frac{1}{\sqrt{2\mu_1}} \left(1 + 2\mu_1^2 + \sqrt{1 + 8\mu_1^2} \right)^{1/2} \quad (17)$$

На рис.5 приведены зависимости $M_{п}/M_{пmax}$, $P_{п}/P_{пmax}$ в функции K_1 для вариантов МД с $\mu_1 = 0,3$; $\mu_1 = 0,4$; $\mu_1 = 0,5$ [6] при $B_{\delta m} = \text{const}$ и $\lambda_0 = \text{const}$ (соответственно $M_{п}/M_{пmax0,3}$ и $P_{п}/P_{пmax0,3}$; $M_{п}/M_{пmax0,4}$ и $P_{п}/P_{пmax0,4}$; $M_{п}/M_{пmax0,5}$ и $P_{п}/P_{пmax0,5}$).

Из рис.5 следует, что для варианта $\mu_1 = 0,5$ при уменьшении K_1 от $K_{1m} = 2,55$ до 1,5 снижение пускового момента не превышает 10% в то время как пусковая мощность падает на 40%, поэтому для повышения эффективности МД по K_q можно принять для $\mu_1 = 0,5$ $K_{1опт} = 0,6K_{1m}$. Аналогично для $\mu_1 = 0,4$ $K_{1опт} = 0,57K_{1m}$ и для $\mu_1 = 0,3$ $K_{1опт} = 0,53K_{1m}$.

Тогда постоянная составляющая индукции в воздушном зазоре по выражению (12) оценивается по формуле:

$$B_{\delta=} = \frac{B_{\delta m}}{1 + \frac{\lambda_1}{\lambda_0} \sqrt{1 + (K_{1опт})^2}} \quad (18)$$

Наличие максимального значения функции $M_{п}/M_{пmax} = f(K_1)$ объясняется следующим. Поскольку максимальное значение индукции $B_{\delta m}$ в воздушном зазоре МД ограничено значением индукции насыщения материала магнитопроводов B_{zm} , то при значительном увеличении тока I_m в фазных обмотках МД происходит заметный рост переменной составляющей индукции $\lambda_0 r \omega I_m / (\alpha_p \pi D l_p)$ и, как следствие, повышается коэффициент K_1 , определяемый

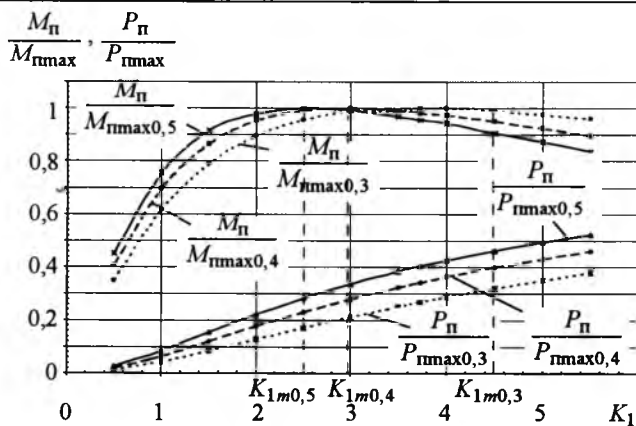


Рис.5. Зависимости $M_{п}/M_{пmax}$, $P_{п}/P_{пmax}$ от K_1 при $\mu_1 = 0,3$; $\mu_1 = 0,4$; $\mu_1 = 0,5$

выражением (10). При этом уменьшаются значения постоянной и переменной составляющих индукции в воздушном зазоре от магнитного потока постоянных магнитов, и, следовательно, согласно выражению (13), происходит уменьшение пускового момента $M_{п}$ и отношения $M_{п}/M_{пmax}$, как это показано на рис.5.

Анализ выражений для пускового момента (14) и коэффициента K_{1m} (17), а также графиков зависимостей $M_{п}/M_{пmax}$ (см.рис.5) показывает, что при $K_1 = K_{1m}$ МД развивает максимально возможный момент $M_{пmax}$, потребляя при этом пусковую электрическую мощность $P_{п}$. Уменьшение пускового момента на 10%, как указано выше, при $\mu_1 = 0,5$ снижает потребляемую мощность на 40%, при $\mu_1 = 0,4$ – на 43% и при $\mu_1 = 0,3$ – на 47%. Уменьшение коэффициента K_1 , согласно выражению (17), приводит к росту коэффициента K_q вследствие снижения относительного значения магнитного потока, создаваемого током в трёхфазных обмотках МД.

При проектировании МД, на основании полученных геометрических размеров и энергетических характеристик, определяются $\mu_1 = \lambda_1/\lambda_0$ и K_1 , строятся графики зависимостей $M_{п}/M_{пmax}$ и $P_{п}/P_{пmax}$, определяется допустимое снижение пускового момента по сравнению с максимальным моментом МД, исходя из заданных тактико-технических требований, и находится уточнённое значение потребляемой мощности.

Выражение (18) позволяет определить значение постоянной составляющей магнитной индукции в воздушном зазоре при выборе нового значения K_{1opt} , отличного от K_{1max} , и соответственно определить уточнённое значение пускового момента МД по выражению (13). Рас-

чётная модель и методика проектирования рассмотренных МД реализованы при разработке и внедрении типоряда МД для безредукторных следящих систем морской аппаратуры [4, 10].

Выводы

1. Предложенная эквивалентная схема замещения магнитной цепи МД позволяет выбрать значение индукции магнитного поля от постоянных магнитов и токов в обмотках статора, при которых характеристики МД – пусковой момент и коэффициент статической добротности близки к оптимальным. Например, показано, что снижение пускового момента относительно его максимального значения на 10% приводит к уменьшению потребляемой электрической мощности не менее чем в 1,4 раза.

2. Теоретически и экспериментально показано, что в ненасыщенной магнитной системе МД отсутствует реакция якоря, т.е. отсутствует влияние токов в обмотках управления МД на магнитный поток постоянных магнитов. Это является отличительной особенностью моментных двигателей типа МД по сравнению с другими типами моментных двигателей с возбуждением от постоянных магнитов. В частности, экспериментально полученные значения отношений коэффициентов ЭДС к коэффициентам момента для семи типоразмеров разработанных и выпускаемых МД отличаются от расчётного значения 0,471 не более чем на 9%.

Список литературы

1. Епифанов О.К., Оськин А.Б., Салова И.А., Хрущев В.В. Разработка малогабаритных бесконтактных моментных двигателей модульного типа для современных цифровых безредукторных следящих систем навигационных приборов // Гироскопия и навигация. 2001. № 1(32). С.50–62.
2. Демагин А.В. Электрические машины для непосредственного привода приборных систем. Л: НПО "Азимут", 1991.
3. Епифанов О.К., Смоликова М.В. Бесконтактный моментный двигатель постоянного тока модульного типа с электромагнитной редукцией частоты вращения для безредукторных следящих систем // Гироскопия и навигация. 1997. № 1(16). С.34–41.
4. Епифанов О.К. Современный ряд высокомоментных двигателей для безредукторных следящих систем: результаты разработки и производства // Электротехника. 2005. № 2. С.36–48.
5. Епифанов О.К., Оськин А.Б. Оптимизация нагрузочной способности и параметров надежности электромеханических устройств с повышенным напряжением питания // Электрофорум. 2002. № 4. С.9–12.
6. Епифанов О.К., Салова И.А., Хрущев В.В. Анализ и расчёт магнитной проводимости воздушного зазора

в бесконтактных моментных двигателях модульного типа с электромагнитной редукицией частоты вращения // Электротехника. 2003. № 6. С. 8–14.

7. Епифанов О.К., Салова И.А., Смоликова М.В., Хрущев В.В. Система автоматизированного проектирования моментных двигателей постоянного тока модульного типа // Гирроскопия и навигация. 1999. № 3(26). С. 101–106.

8. Копылов И.П., Клочков Б.К., Морозкин В.П., Токарев Б.Ф. Проектирование электрических машин: Учеб. для вузов. М.: Высшая школа, 2002.

9. Епифанов О.К., Салова И.А., Хрущев В.В. Трёхфазные бесконтактные индукторные двигатели с подмагничиванием постоянным магнитным полем // Электротехника. 2005. № 1. С. 21–32.

10. Пешехонов В.Г., Гутнер И.Е., Зиненко В.М. и др. Перископный комплекс "Парус-98" // Гирроскопия и навигация. 2005. № 1(48). С. 5–15.

Епифанов Олег Константинович – начальник сектора электрических машин и электромеханических устройств систем автоматики ФГУП ЦНИИ "Электроприбор" (г. С.-Петербург), канд. техн. наук. В 1980 г. окончил электромеханический факультет Ленинградского

института авиационного приборостроения. В 1999 г. защитил диссертацию по теме "Прецизионный индукционный дискретный преобразователь угла".

Оськин Артемий Борисович – научный сотрудник ФГУП ЦНИИ "Электроприбор" (г. С.-Петербург), канд. техн. наук. В 1998 г. окончил факультет электромеханики и автоматики Государственного электротехнического университета. В 2006 г. защитил диссертацию по теме "Разработка методик расчёта моментного двигателя с постоянными магнитами и электромагнитной редукицией".

Хрущев Виталий Васильевич – ведущий научный сотрудник ФГУП ЦНИИ "Электроприбор" (г. С.-Петербург), профессор Государственного университета аэрокосмического приборостроения (г. С.-Петербург), заслуженный деятель науки и техники России, доктор техн. наук. В 1946 г. окончил физический факультет Ленинградского государственного университета. В 1962 г. защитил докторскую диссертацию по теме "Высокоточный вращающийся трансформатор".

Исследование момента герметичной индукторной машины

СМИРНОВ А.Ю.

Рассмотрены варианты расчётной модели магнитной цепи при определении момента герметичной индукторной машины со сварной герметизирующей трубой в расточке статора, содержащей участки ферромагнитной аустенитной стали, соединённые сваркой. Оценена возможность использования планарной модели индуктора магнитоэлектрической машины с когтеобразным магнитопроводом, имеющим объёмную геометрическую структуру.

В исполнительных механизмах вертикального перемещения и позиционирования регулирующего органа получили применение герметичные индукторные машины. В расточку статора этих машин установлена толстостенная сварная герметизирующая труба, содержащая участки ферромагнитной и аустенитной стали, соединённые сваркой (рис. 1, 1 и 2) [1, 2]. Этот конструктивный элемент, внедрённый в область зазора, оказывает влияние на распределение магнитного потока машины, а следовательно, и на её электромагнитный момент. При этом участки наиболее глубокого локального насыщения находятся в области сварных швов (3 на рис. 1). Они искажают расчётную геометрию зубцовой зоны машины, внося неопределённость при определении её моментных характеристик.

The magnetic circuit design of the hermetically sealed by sealing tube reluctance motor simulation has been discussed. The sealing tube is mounting into machine's rotor cavity and contains the areas of ferromagnetic and non-magnetic steel with smelting areas between them. There are different methods of smelting areas properties considered, and the opportunity of use of planar model permanent magnet field structure of the magneto-electric machine instead of volumetric geometrical structure is appreciated.

Цель настоящей работы – обоснование схем замещения магнитной цепи герметичной индукторной машины со сварной герметизирующей трубой на статоре путём сопоставления экспериментальных и расчётных характеристик. Для сопоставления использовались статические характеристики – зависимости момента от углового положения ротора, полученные на различных моделях, при неизменных токах фаз обмотки. Расчёты выполнялись с применением метода проводимостей зубцовых контуров [3], по схеме замещения магнитной цепи, нанесённой на рис. 1, а также на сеточных моделях [4] с регулярной сеткой, образованной 8 узловыми планарными элементами (рис. 2).

При синтезе схем замещения сначала условно предположить, что зоны проплавления,

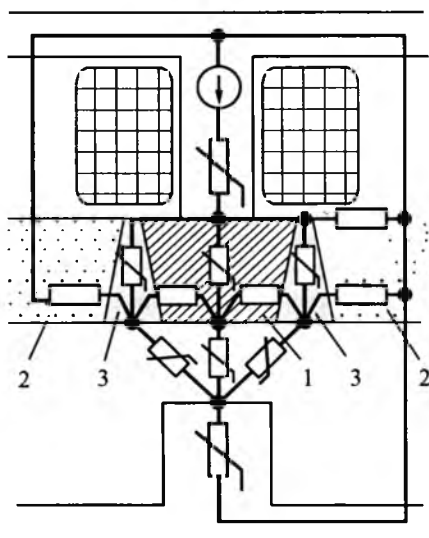


Рис.1. Схема конструкции и элементы схемы замещения герметичной индукторной машины (один период дискретной структуры статора)

образованные сварными швами, не оказывают никакого влияния на геометрические параметры зубцовой зоны и магнитные характеристики ферромагнитных вставок. Полагаем, что эти зоны состоят исключительно из аустенитной стали, относительная магнитная проницаемость которой приближается к магнитной проницаемости воздуха, $\mu \approx (1,1 \div 1,5)\mu_0$.

Расчёт модели, основанной на сделанном предположении, даёт заниженные результаты по сравнению с экспериментом (рис.3, кривые 2 и 1, соответственно). Исследован четырёхфазный двигатель с восьмиполюсным статором и шестиполюсным зубчатым ротором ($Z = 6$) наружным диаметром 225 мм, толщина стенки герметизирующей трубы 10 мм. Исходя из полученного результата, приходим к выводу о необходимости учёта влияния зон проплавления на моментные характеристики герметичной индукторной машины.

Усложняем модель и вводим в неё нелинейные элементы, относящиеся к зонам проплавления 3 на рис.1. Магнитные характеристики материала этих элементов получаем из кривой намагничивания магнитомягких вставок, уменьшив её ординаты вдвое. После корректировки получена характеристика 3 на рис.3. Она не вполне адекватно отражает форму экспериментальных зависимостей, хотя и соответствует экспериментальной кривой по максимуму момента. Отклонение формы характеристики от экспериментальной можно объяснить не-



Рис.2. Сеточная модель полупериода дискретной структуры статора герметичной индукторной машины

днородностью и разбросом магнитных свойств зон проплавления по сечению этой рассматриваемой области. Можно предположить, что вблизи магнитомягких вставок индукция насыщения материала выше, а вдали, на границе с аустенитными участками, ниже расчётной.

Во избежание дальнейшего усложнения расчётных моделей, разделяем зоны проплавления на две части. Одну из них относим к магнитомягкой вставке, а другую – к немагнитной (аустенитной) области герметизирующей трубы. Приходим к исходной модели, но с увеличенной расчётной шириной магнитомягких вставок, включающей примыкающие с каждой стороны половины ширины сварных швов. Расчётная характеристика момента (кривая 4 на рис.3), полученная при максимальном токе (верхняя группа кривых), на отдельных участках имеет некоторые отклонения от экспериментальной, однако в целом обеспечивает хорошую сходимость в условиях возможного разброса магнитных свойств материалов и технологического допуска на выполнение сварных швов. При токе, вдвое меньше максимального (нижняя группа кривых), характеристики практически совпадают.

Для оценки повторяемости результатов, проверены характеристики той же машины, но с десятиполюсным ротором. На ней получены аналогичные результаты.

Таким образом, наилучшей схожимостью с экспериментом обладает модель зубцовой зоны герметичной индукторной машины, в которой расчётная ширина ферромагнитных вставок увеличена до расстояния между серединами зон проплавления. Кроме того, она обеспечивает более быструю сходимость к решению при использовании итерационных методов рас-

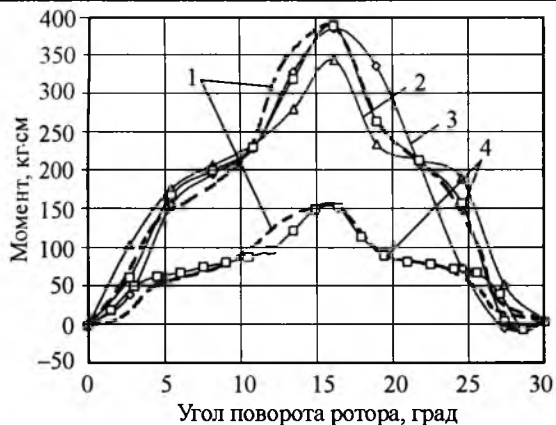


Рис.3. Статические характеристики герметичной индукторной машины с самовозбуждением

чёта магнитной цепи, поскольку содержит меньше, чем при выделении зон проплавления в отдельные области, количество нелинейных элементов. Это преимущество имеет весьма важное значение при реализации алгоритмов с циклическим вычислением момента, в частности при интегрировании уравнений электропривода.

Учитывая полученный результат, сразу увеличиваем ширину ферромагнитных вставок до расстояния между серединами зон проплавления, примыкающих к одной ферромагнитной вставке, при исследовании магнитоэлектрических машин. Исследованы характеристики герметичной четырёхфазной явнополюсной машины с восемью полюсами на статоре и переменного-полюсным магнитоэлектрическим индуктором с восемью радиально намагниченными магнитами на роторе. Расчётные характеристики получены посредством сеточной модели (кривая 2 на рис.4) и методом проводимостей зубцовых контуров, развитым на электрические машины с магнитоэлектрическим индуктором [5] (кривая 3 на рис.4). Сопоставление с экспериментальной кривой 1 показывает, что, сеточный метод не позволил получить в данной задаче более близкие к эксперименту результаты расчёта момента, чем метод проводимостей зубцовых контуров, основанный на применении менее детальной схемы замещения магнитной цепи. Такой результат можно объяснить большей методической погрешностью первого метода по сравнению со вторым вследствие чрезмерной детализации магнитной цепи в условиях разброса характеристик магнитотвёрдого материала.

Большее приближение к эксперименту получено на сеточной модели так же, как и при использовании метода проводимостей зубцовых контуров, постоянные магниты заменены эквивалентными электромагнитами с сердечниками той же геометрии и магнитной проводимости (пунктирная кривая 4 на рис.4).

Таким образом, можно применить два способа задания свойств магнитотвёрдого материала индуктора магнитоэлектрической машины: в виде кривой размагничивания материала, с указанием направления намагничивания, и путём замещения каждого постоянного магнита эквивалентным электромагнитом, характеризующимся током катушки без потерь и проводимостью сердечника. Продолжим их рассмотрение на машине, содержащей индуктор с когтеобразным магнитопроводом (рис.5,а). Он имеет наиболее сложную из хорошо известных и часто применяемых конструкций объёмную геометрическую структуру.

В индукторе исследованной машины использован феррит бария 16БА190. Кривая размагничивания этого материала совпадает с прямой магнитного возврата на всей области значений рабочего потока.

Во избежание применения 3D моделей заменяем когтеобразные полюсные выступы сегментами, число которых равно числу пар полюсов (рис.5,б). Насыщением всех магнитомягких участков, кроме непосредственно ограничивающих зазор (полюсных наконечников), пренебрегаем. Это допущение позволяет не учитывать реальную форму арматуры исходной модели. Оно применимо, прежде всего, к магнитным системам с высококоэрцитивными магнитотвёрдыми материалами: ферритами (бария

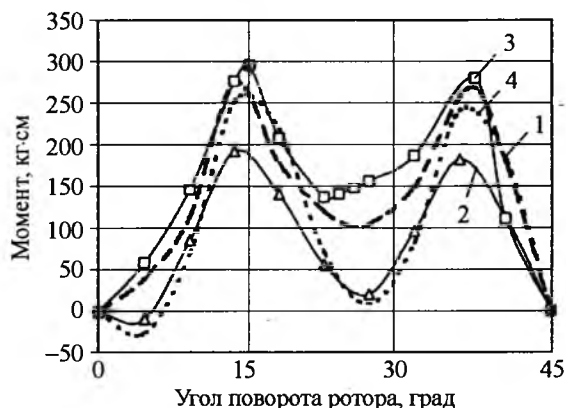


Рис.4. Статические характеристики магнитоэлектрической индукторной машины

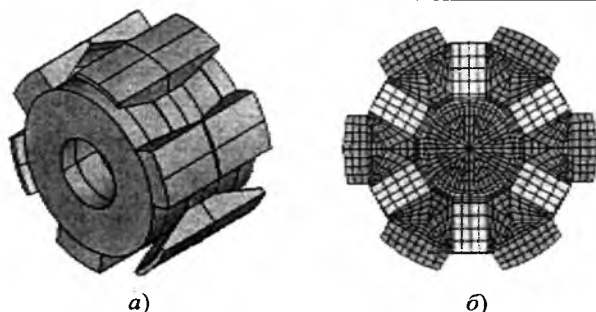


Рис.5. Магнитоэлектрический индуктор с когтеобразным магнитопроводом (а) и его планарная модель (б)

и стронция), сплавами на основе редкоземельных металлов.

Возможность перераспределения потока по путям малого магнитного сопротивления между полюсными выступами одинаковой полярности, имеющую место в реальном индукторе с когтеобразным магнитопроводом, игнорируем.

Кольцевой магнит исходной магнитной системы разбит на несколько, по числу полюсов, частей прямоугольного сечения. Ширина частей определяется исходя из условия равенства площадей секторов кольцевого магнита, делённого на $2p$ частей:

$$b = \frac{\pi(D_n^2 - d_b^2)}{8pl_s},$$

где p – число пар полюсов; D_n и d_b – наружный и внутренний диаметры кольцевого магнита; l_s – длина магнитоэлектрической секции в осевом направлении.

Заметим, что плоский индуктор, к которому мы пришли в результате изложенных преобразований, повторяет исходный пространственный только в части приложения нагрузок со стороны постоянных магнитов (возбуждение), проводимостей зазора под полюсными наконечниками и потока рассеяния обмотки ротора. Он выставляется таким же, как и в исходном индукторе по приближённым формулам для проводимости рассеяния [6], путём выбора зазора между внутренней поверхностью полюсных наконечников и магнитомягким валом планарной модели, рис. 5, б.

Характеристики машины, укомплектованной индуктором с когтеобразным магнитопроводом, экспериментальные и полученные на планарной модели методом конечных элементов, показаны на рис. 6.

Несмотря на достаточно глубокие преобразования геометрии исходного объекта, получен

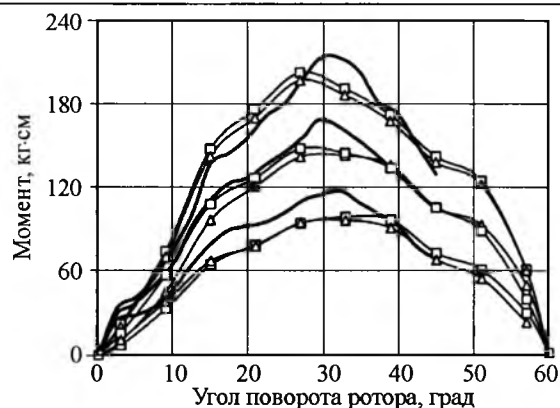


Рис.6. Статические характеристики магнитоэлектрической индукторной машины с когтеобразным магнитопроводом

вполне приемлемый для инженерной практики результат. Имеющее место некоторое расхождение с экспериментальными кривыми по форме можно объяснить влиянием дополнительных связей по потоку между полюсными наконечниками однополярных полюсов. В планарной модели, как было отмечено выше, эти связи проигнорированы, что вызывает наложение неучтённых высших гармоник момента, обусловленных переменной магнитной проводимостью зазора под каждым из когтеобразных магнитопроводов индуктора. При этом выгода от значительного упрощения расчётной модели магнитной цепи может оказаться весомее преимуществ от создания более полной, но глубоко затратной, с точки зрения компьютерных ресурсов и программирования, малопроизводительной объёмной модели.

Расчёты момента посредством характеристик размагничивания и посредством замены постоянных магнитов эквивалентным электромагнитом в рассмотренной машине с когтеобразным магнитопроводом обеспечили примерно одинаковые результаты. При втором способе представления постоянных магнитов расчётные характеристики проходят незначительно выше, чем при первом.

Выводы

1. Влияние сварных швов в герметичной индукторной машине, содержащей соединённые сваркой ферромагнитные вставки и участки из аустенитной стали, следует учитывать путём увеличения размеров вставок до расстояния между серединами зон проплавления.

2. Постоянные магниты в расчётной модели магнитоэлектрической индукторной машины

могут быть представлены как посредством характеристик собственно магнитотвёрдого материала в виде кривой размагничивания или прямой магнитного возврата, так и посредством эквивалентного электромагнита. В последнем случае он замещается катушкой без потерь, охватывающей сердечник той же формы, что и замещаемый магнит. Проводимость этого сердечника следует принять равной проводимости магнитотвёрдого материала.

3. В некоторых случаях может оказаться полезным переход от объёмной модели магнитоэлектрического индуктора с когтеобразным магнитопроводом к планарной, с сохранением формы полюсных наконечников и проводимости рассеяния между полюсами, но без учёта насыщения магнитомягких участков индуктора.

Список литературы

1. Смирнов А.Ю. Совершенствование исполнитель-

ных механизмов вертикального перемещения на базе индукторной машины // Электротехника. 2000. № 5.

2. Смирнов А.Ю. Исследование герметичных силовых синхронных машин с магнитоэлектрическим индуктором на роторе // Электротехника. 2002. № 6.

3. Иванов-Смоленский А.В., Абрамкин Ю.И., Власов А.И., Кузнецов В.А. Универсальный метод расчёта электромагнитных процессов в электрических машинах. М.: Энергоатомиздат, 1986.

4. Брынский Е.А., Данилевич Я.Б., Яковлев В.И. Электромагнитные поля в электрических машинах. Л.: Энергия. Ленингр. отд-ние, 1979.

5. Смирнов А.Ю. Расчёт электрических машин с магнитоэлектрическим индуктором методом проводимостей зубцовых контуров // Электричество. 1989. № 12.

6. Балагуров В.А., Галтеев Ф.Ф., Ларионов А.Н. Электрические машины с постоянными магнитами. М.-Л.: Энергия, 1964.

Смирнов Александр Юрьевич – старший преподаватель Нижегородского государственного технического университета (НГТУ), канд. техн. наук. В 1989 г. защитил диссертацию по теме "Разработка и исследование экранированных шаговых двигателей" в МЭИ.

ИССЛЕДОВАНИЯ

Использование метода расчёта электротехнических характеристик сверхпроводника как нелинейного элемента электрической цепи для решения конкретных задач¹

ЖЕЛТОВ В.В.

Аналитический расчёт характеристик сверхпроводящего кольца, возбуждаемого источником питания. Используем метод [1] в варианте, когда картина распределения экранирующих токов задана модельным приближением. Задача решается в следующих предположениях:

I. Осесимметричное сверхпроводящее кольцо возбуждается только источником питания, т.е. $B_e = 0$.

II. Справедлива модель критического состояния, причём $j_c = \text{const}$.

III. Радиус оси поперечного сечения кольца R значительно превышает размеры этого сечения.

IV. Проникающие в сверхпроводник экранирующие токи распределяются таким образом, что в любой момент времени поперечное сечение ненасыщенной зоны остаётся геометри-

¹ Статья является продолжением статьи "Метод расчёта электротехнических характеристик сверхпроводника как нелинейного элемента электрической цепи", опубликованной в журнале "Электротехника" № 12 за 2006 г.

чески подобным поперечному сечению кольца, причём оси обоих сечений совпадают (для сверхпроводящего кольца эллиптического поперечного сечения при $R \rightarrow \infty$) это условие выполняется точно [2]).

Благодаря условию $B_e = 0$ для полного описания поведения сверхпроводника достаточно только двух базовых характеристик L_{sa} и L_d . Вначале мы вычислим их для фазы первоначального проникновения, затем обобщим результаты на циклические процессы. В фазе проникновения сверхпроводящее кольцо содержит две зоны – насыщенную и ненасыщенную [1]. Первая представляет собой полукольцевую трубку. Внешний периметр её поперечного сечения совпадает с периметром сечения кольца, а внутренний является границей между насыщенной и ненасыщенной зонами. В соответствии с условием распределения токов IV эти периметры геометрически подобны, причём оси поперечных сечений насыщенной и ненасыщенной зон совпадают с осью поперечного сечения кольца. В фазе первоначального проникновения ненасыщенная зона свободна от экранирующих токов, а в насыщенной зоне, благодаря условиям I – III, плотность тока одинакова как по значению, так и по направлению, причём $|j| = j_c$. Поэтому, полагая в формуле (10) [1] $J_N = 0$, $J_a = J_s$, получим $L_{sa} = L_s$. Т.е., в рассматриваемом случае статическая индуктивность кольца по абсолютному току равна индуктивности его насыщенной зоны. Для расчёта дифференциальной индуктивности воспользуемся формулой (20) [1], причём, согласно предположению IV, контур электрической нейтрали мы должны расположить на оси поперечного сечения кольца. Таким образом, задача определения базовых характеристик свелась к расчёту собственной индуктивности насыщенной зоны и её взаимной индуктивности с осью поперечного сечения кольца. Для такого расчёта пригодны различные методы, применяемые в электротехнике обычных проводников. Мы используем широко известный метод средних геометрических расстояний (СГР), например [3]. Для рассматриваемой геометрии расчётная формула метода СГР имеет вид:

$$L_{nk} = \mu_0 R [\ln(8R) - 2 - \ln(g_{nk})], \quad (1)$$

где L_{nk} – взаимная индуктивность соосных круговых колец n и k , имеющих одинаковый ра-

диус осей поперечных сечений R ; g_{nk} – среднее геометрическое расстояние между площадями поперечных сечений проводников S_n и S_k .

g_{nk} вычисляется путём двойного интегрирования по площадям S_n и S_k (η – кратчайшее расстояние между интегрируемыми элементами площадей dS_n, dS_k):

$$\ln(g_{nk}) = \frac{1}{S_n S_k} \iint \ln(\eta) dS_n dS_k. \quad (2)$$

Если один из проводников является бесконечно тонким, например проводник n , то интеграл (2) вырождается в однократный (только по dS_k), а g_{nk} называется в этом случае СГР от точки n до площади S_k . Соотношения (1), (2) позволяют также рассчитать собственную индуктивность проводника как при низкой, так и при высокой частоте L_0 и L_f . Первый случай характеризуется равномерным распределением тока по всему сечению проводника. Для его расчёта вместо g_{nk} используется СГР площади поперечного сечения от самой себя (g). Вычисляется g по-прежнему по (2), однако двойное интегрирование проводится по сечению одного и того же проводника, т.е. принимается $n = k$. (Заметим, что при этом (2) остаётся конечным, несмотря на наличие особых точек функции $\ln(\eta)$, так как в любой окрестности $\eta \rightarrow 0$ одновременно $dS \rightarrow 0$. Это же будет справедливо и для g_p). В случае высокой частоты ток распределяется по периметру проводника. Поэтому при вычислении L_f в (1) подставляется СГР периметра поперечного сечения проводника от самого себя:

$$\ln(g_p) = \frac{1}{l^2} \iint \ln(\eta) dl_1 dl_2. \quad (3)$$

Здесь η – расстояние между интегрируемыми элементами длины периметра dl_1 и dl_2 .

Из описания метода следует, что для расчёта L_{sa} и L_d в фазе первоначального проникновения достаточно вычислить СГР площади поперечного сечения насыщенной зоны от самой себя g_{SS} и СГР площади этого сечения от её геометрического центра g_{S0} (в плоскости поперечного сечения кольца геометрический центр насыщенной зоны след оси поперечного сечения кольца и след КЭН совпадают). Мы выразим эти величины через СГР всей площади поперечного сечения кольца от самой себя (g) и СГР периметра этого сечения от самого

себя (g_p), т.е. перейдём к характеристикам, которые используются при вычислении индуктивности обычного проводника. Для этого представим $\ln(g)$ как сумму интегралов по площадям насыщенной и ненасыщенной зон:

$$\ln(g) = \frac{1}{S_r^2} [S_S^2 \ln(g_{SS}) + S_N^2 \ln(g_{NN}) + 2S_S S_N \ln(g_{SN})]. \quad (4)$$

Соотношение между площадью кольца S_r и площадями насыщенной и ненасыщенной зон S_S и S_N можно выразить через безразмерный ток насыщенной зоны I :

$$I = \frac{|J_S|}{J_c} = \frac{S_S}{S_r}; \quad \frac{S_N}{S_r} = 1 - I. \quad (5)$$

Согласно условию IV, поперечное сечение ненасыщенной зоны подобно сечению кольца, причём из (5) следует, что коэффициент подобия $k = \sqrt{1 - I}$. Это позволяет выразить СГР ненасыщенной зоны от самой себя (g_{NN}) через СГР всей площади поперечного сечения кольца от самой себя:

$$\ln(g_{NN}) = \frac{1}{(k^2 S_r)^2} \iint [\ln(\eta) + \ln(k)] d(k^2 S_r) = \ln(g) + 0,5 \ln(1 - I). \quad (6)$$

Благодаря этому же условию подобия можно выразить g_{S0} через СГР всей площади поперечного сечения кольца от её геометрического центра g_0 (здесь η_0 – расстояние от центра до интегрируемого элемента площади):

$$\ln(g_{S0}) = \frac{1}{S_S} \int \ln(\eta_0) dS_S = \ln(g_0) - \frac{1 - I}{2I} \ln(1 - I). \quad (7)$$

В [1] было показано, что при $B_e = 0$ взаимная индуктивность насыщенной зоны с ненасыщенной зоной L_{SN} равна её взаимной индуктивности с любым охватывающим ось z контуром, лежащим в ненасыщенной зоне. Значит $L_{SN} = L_{S0}$ и согласно (1) $g_{SN} = g_{S0}$. Используя последнее равенство и соотношения (1), (2), запишем формулу для индуктивности насыщенной зоны в виде:

$$L_S = L_0 - 2\mu_0 R \frac{1 - I}{I} \left[\ln(g) - \ln(g_0) + \frac{1 - I}{4I} \ln(1 - I) \right] \quad (8)$$

и исследуем поведение L_S при $I \rightarrow 0$. В этом пределе значение L_S должно быть конечным и равным индуктивности обычного проводника

при высокой частоте L_f . Разложив $\ln(1 - I)$ в ряд с точностью до I^2 , видим, что первое из этих условий даёт связь между g и g_0 , а второе связывает g с СГР периметра поперечного сечения кольца от самого себя (g_p):

$$\ln(g) - \ln(g_0) = 1/4; \quad \ln(g_p) - \ln(g) = 1/4. \quad (9)$$

Теперь, чтобы получить формулу для L_S в окончательном виде достаточно воспользоваться (9). Аналогично, используя последовательно соотношения (9), (7), (1) и (20) из [1], получаем формулу для расчёта дифференциальной индуктивности сверхпроводника L_d :

$$L_S = L_0 - 2L_i(1 - I)[I + (1 - I) \ln(1 - I)] / I^2; \quad (10)$$

$$L_d = L_0 - L_i[1 + 2\ln(1 - I)], \quad (11)$$

где

$$L_i = \mu_0 R [\ln(g_p) - \ln(g)]. \quad (12)$$

Согласно (10) индуктивность насыщенной зоны в фазе проникновения (она же – абсолютная статическая индуктивность в фазе первоначального проникновения) монотонно возрастает от значения $L_0 - L_i$ при $I = 0$ до L_0 при $I = 1$. Как уже отмечалось, первое значение соответствует расположению тока на периметре сверхпроводника и должно быть равно индуктивности обычного проводника при высокой частоте L_f , второе соответствует равномерному распределению тока и равно индуктивности обычного проводника при низкой частоте L_0 . Исходя из этого, соотношение для L_i можно записать в ином, более общем виде:

$$L_i = L_0 - L_f \quad (13)$$

Из (11) следует, что дифференциальная индуктивность в начале фазы проникновения совпадает с индуктивностью насыщенной зоны, а при $I \rightarrow 1$ она стремится к бесконечности. Физический смысл последнего ясен из (17) [1] – при любом конечном значении U переход от фазы проникновения к фазе насыщения происходит без скачка производной dJ/dt , т.е. при $I \rightarrow 1$ всегда $dJ/dt \rightarrow 0$.

В фазе насыщения всё сечение сверхпроводника занято током одного направления, т.е. $J = J_c = \text{const}$ и, следовательно, $L_{sa} = L_0 = \text{const}$. Поверхность электрической нейтрали в этой фазе отсутствует. Значит дифференциальная индуктивность не определена, но и необходимости в её расчёте нет.

При расчёте циклических процессов модификация формул необходима только для фаз проникновения, поскольку фазы насыщения не

содержат информации о магнитной предыстории. В фазе повторного проникновения распространение насыщенной зоны происходит за счёт изменения направления ранее наведённых реликтовых токов. Это означает, что изменение транспортного тока J равно удвоенному изменению тока насыщенной зоны. Поэтому в фазе повторного проникновения безразмерный ток насыщенной зоны

$$I = \frac{|J_S|}{J_c} = \frac{|J - J_m|}{2J_c}, \quad (14)$$

где J_m – значение транспортного тока в начале фазы.

При выводе (10)–(13) в качестве информации о распределении токов использовалась только величина I . Следовательно, эти формулы остаются справедливыми и для расчёта L_S , L_d в фазах повторного проникновения – единственное отличие состоит в использовании (14) вместо (11) при расчёте I . Таким образом, для описания циклических процессов нам остаётся лишь вычислить абсолютную статическую индуктивность в фазе повторного проникновения, поскольку в этой фазе $L_{sa} \neq L_S$. При выводе мы вновь используем формулу (10) из [1], в которой $J_N = J - J_S$, L_S рассчитывается по (10), и в силу утверждения [1] $L_{SNm} = L_{SN} = L_{S0}$. Единственная особенность расчёта состоит в том, что L_{Nm} следует из (12) только при $J_m = J_c$. При амплитудах колебания тока ниже пороговой часть ненасыщенной зоны, занятая реликтовыми токами, представляет собой полую кольцевую трубку. Её внешний периметр совпадает с границей насыщенной зоны и, следовательно, подобен периметру кольца с коэффициентом подобия $k = \sqrt{1 - I}$. Внутренний периметр определяет максимальную глубину проникновения токов в сверхпроводник. Он совпадает с границей насыщенной зоны при максимальном значении транспортного тока в цикле, т.е. при $J = J_m$, и, следовательно, подобен периметру кольца с коэффициентом $k_1 = \sqrt{1 - |J_m|/J_c} = \sqrt{1 - I_m}$. В соответствии с этим, результат для L_{Nm} удобнее всего получить из (10) путём соответствующей перенормировки коэффициентов подобия. Для перехода от безразмерных значений токов к размерным, естественно, используется (14), причём следует учесть, что знак производной от

транспортного тока по времени всегда совпадает со знаком тока насыщенной зоны и противоположен знаку J_m : $\text{sgn}(dJ/dt) = \text{sgn}(J_S) = -\text{sgn}(J_m)$. В результате для фазы повторного проникновения при любых амплитудах колебаний тока получаем:

$$L_{sa} = [L_0(2I - I_m)^2 - 2L_i(I_m - I^2 - (I_m - I)^2 + f)]/I_m^2, \quad (15)$$

где

$$f = 4(I_m - I)(1 - I)\ln(1 - I) + (1 - I_m)^2\ln(1 - I_m).$$

Заметим, что в принципе, можно было бы обойтись и без (15) и использовать для расчёта магнитной энергии метод, изложенный в конце [1].

Главное преимущество полученных формул состоит в том, что они позволяют для расчёта индуктивностей сверхпроводника использовать значения индуктивностей обычного проводника той же формы L_0 и L_f , методы расчёта которых хорошо разработаны. Например, при вычислении L_0 и L_f методом СГР достаточно подставить в (1) значения g и g_p , которые для большинства используемых на практике форм поперечных сечений приведены в справочниках, например [2]. В частности, для эллиптического поперечного сечения

$$\ln(g) = \lg(a + b) - \ln(4) - 1/4, \quad (16)$$

где a и b – оси эллипса, а L_i зависит только от радиуса оси этого сечения,

$$L_i = \mu_0 R [\ln(g_p) - \ln(g)] = \mu_0 R/4. \quad (17)$$

Для прямоугольника со сторонами a и b

$$\ln(g) = \ln(a + b) - 3/2 + \varepsilon, \quad (18)$$

где погрешность ε не превышает 0,0025 во всём диапазоне отношений a/b .

Расчёт L_f для прямоугольника с использованием g_p недостаточно точен, поскольку распределение тока по периметру проводника неоднородно. Поэтому значение g_p заменяют на g_{p1} , учитывающее эту неоднородность. Поскольку точное решение для g_{p1} громоздко, практичнее подобрать аппроксимацию этого решения и подставить её в (12). Автор предлагает следующий вариант:

$$L_i = \mu_0 R \left[\frac{\pi\gamma(1 - \gamma/6)}{2(4\gamma + 1)} + 0,12(1 - \gamma)^4 \right]. \quad (19)$$

Здесь γ – отношение меньшей стороны прямоугольника к большей, т.е. всегда $\gamma \leq 1$; первое слагаемое этой формулы аппроксимирует разность $\ln(g_p) - \ln(g)$, второе – учитывает различие между g_p и g_{p1} .

Максимальная погрешность метода СГР обычно оценивается как g/R по сравнению с 1. Поэтому, может возникнуть необходимость в использовании других, более точных методов расчёта L_0 и L_f . Формулы (10)–(13) позволяют произвести соответствующее уточнение в двух вариантах:

– уточняется только значение L_0 , а L_i по-прежнему рассчитывается методом СГР, т.е. по (17), (19) или аналогам этих формул, если речь идёт о других формах сечений;

– уточняются значения L_0 и L_f , а расчёт L_i осуществляется по (13).

Первый способ позволяет получить точный результат в пределе $I \rightarrow 1$ и поэтому эффективен при высоких амплитудах колебаний тока. Второй уточняет значения L в обоих пределах при $I \rightarrow 0$ и при $I \rightarrow 1$. Разумеется, даже применение второго способа не обеспечивает абсолютной точности, так как метод СГР использовался при самом выводе (10)–(13). Кроме того, дополнительная погрешность обусловлена аппроксимацией проникновения насыщенной зоны моделью IV. Однако ясно, что привязка монотонной функции к двум предельным значениям способна существенно улучшить точность результатов. Заметим кстати, что для оценки точности модели IV применительно к конкретной форме поперечного сечения сверхпроводника может служить точность выполнения равенства (9). Поскольку модель даёт физически верный результат только при выполнении этих равенств в пределе $I \rightarrow 0$, естественно предположить, что она описывает конкретную форму поперечного сечения тем точнее, чем точнее выполняются указанные равенства. В частности, для эллиптического поперечного сечения эти соотношения являются точными. Следует также отметить, что предложенные в [1] определения индуктивностей сверхпроводника и методы их вычисления основаны, в конечном счёте, на обычных электротехнических соотношениях для системы индуктивно связанных токовых контуров. Поэтому результаты, полученные для осесимметричной задачи, формально можно использовать и для других гео-

метрий. Для этого достаточно заменить индуктивности кругового кольца L_0 и L_f на их аналоги для сверхпроводника рассматриваемой формы. Для длинного прямолинейного сверхпроводника с неизменными по длине свойствами такое преобразование будет точным. Однако в общем случае (в том числе и в случае сверхпроводника с неизменными по длине свойствами, но с переменной кривизной оси поперечного сечения) возникает погрешность, обусловленная неоднородностью размеров насыщенной зоны по длине сверхпроводника. Если насыщенная зона нигде не достигает предельного контура (или, по крайней мере, можно пренебречь неодновременностью достижения пороговых характеристик), то влияние такой неоднородности сводится к пространственной деформации токовых контуров. В этом случае сохраняется возможность получить разумную точность, используя, например, осреднённые значения размеров насыщенной зоны. В противном случае такой возможности нет, поскольку в сверхпроводнике возникает качественно иная ситуация – перетекание экранирующих токов из одного контура в другой.

Наши дальнейшие выкладки сводятся к непосредственной подстановке базовых характеристик L_{sa} и L_d в соотношения, полученные в [1]. Эти соотношения не связаны с допущениями, сделанными в начале настоящей статьи. Поэтому точность результатов будет определяться лишь точностью расчёта L_{sa} и L_d .

В фазах проникновения соотношение между транспортным током и напряжением источника питания определяется непосредственной подстановкой (11) в (17) из [1]. Поскольку внешнее поле отсутствует $U = L_d(dJ/dt)$. Мощность источника питания $W_{и} = UJ$. Магнитная энергия кольца, в соответствии с определением абсолютной статической индуктивности,

$E_m = L_{sa}J_a^2/2$, где L_{sa} для фаз первоначального и повторного проникновения определяется соответственно (10) и (15). Работа, совершаемая источником питания при изменении транспортного тока от J_1 до J_2 , равна интегралу от мощности по времени. Последний, благодаря наличию множителя dJ/dt , преобразуется в интеграл по dJ :

$$A_{и}(J_1, J_2) = L_0(J_2^2 - J_1^2)/2 + L_i n^2 J_c^2 [f(I_2) - f(I_1)], \quad (20)$$

где

$$f(I) = (1 - I)(1 + I - I_m) \ln(1 - I) + I(1 - I_m/2).$$

Здесь и ниже $n = |dJ/dJ_S|$. Этот не изменяющийся в течение фазы коэффициент появляется в результате перехода от интегрирования по dJ к интегрированию по току насыщенной зоны dJ_S . В фазе первоначального проникновения $J = J_S$ и, следовательно, $n = 1$. В фазе повторного проникновения, в соответствии с (14), $n = 2$. Естественно также, что при использовании (19) для фазы первоначального проникновения следует считать $I_m = 0$.

Мощность гистерезисных потерь, согласно (25) из [1], равна разности между мощностью источника питания и производной от магнитной энергии по времени:

$$P = -2L_i J_c [I + \ln(1 - I)] \left| \frac{dJ}{dt} \right|. \quad (21)$$

Этот результат оказывается одинаковым для фаз проникновения обоих типов, что соответствует принципу равенства мощностей, доказанному в [1].

Интегрируя (21), получим формулу для расчёта тепловых потерь в кольце при изменении тока от J_1 до J_2 (как и в случае расчета A_n интеграл по dt преобразуется в интеграл по dJ и далее – в интеграл по dJ_S):

$$Q(J_1, J_2) = nL_i J_c^2 [f(I_2) - f(I_1)], \quad (22)$$

где

$$f(I) = 2I - I^2 + 2(1 - I) \ln(1 - I).$$

Этот результат, также как и (20), не зависит от скорости процесса, т.е. потери являются гистерезисными. Заметим, что (22) совпадает с известной формулой для гистерезисных потерь в прямолинейном сверхпроводнике круглого поперечного сечения [3]. Из наших выкладок следует, что эта формула остается аналитически точной и в случае эллиптического поперечного сечения.

Интеграл от напряжения источника питания по времени также не зависит от скорости процесса, поскольку его расчёт сводится к интегрированию L_d по току:

$$-\Delta\Phi_u = \int_{t_1}^{t_2} u dt = \int_{J_1}^{J_2} L_d dJ = nJ_c [L_0(I_2 - I_1) + L_i(f(I_2) - f(I_1))], \quad (23)$$

где

$$f(I) = I + 2(1 - I) \ln(1 - I).$$

Пороговое значение интеграла, т.е. значение, при котором происходит переход от фазы проникновения к фазе насыщения, следует из (21) при $I_1 = 0, I_2 = 1$:

$$-\Delta\Phi_{np} = nJ_c(L_0 + L_i). \quad (24)$$

Аналогично работа источника питания в течение всей фазы проникновения определяется из (20) при $I_1 = 0, I_2 = 1$:

$$A_{np} = L_0 J_c^2 (2 - n)/2 + L_i n J_c^2. \quad (25)$$

Первое слагаемое этой суммы равно изменению магнитной энергии кольца в течение фазы, второе – тепловым потерям.

В фазе насыщения статическая индуктивность сверхпроводника остается постоянной $L_{sa} = L_0$, а значение транспортного тока равно критическому $|J| = J_c$. Поэтому магнитная энергия кольца не изменяется $E_m = L_0 J_c^2 / 2$, а мощность источника питания целиком расходуется на тепловые потери: $W_n = P = UJ_c$. Заметим, что значение дифференциальной индуктивности в фазе насыщения для рассматриваемой нами задачи не определено. Однако, как и указывалось в [1], оно не понадобилось для описания характеристик кольца в этой фазе.

Сравнение аналитических расчётов с численными. Программа численных расчётов, данные которой используются, может служить примером использования метода в общем случае. Программа рассчитывает картину проникновения токов в сверхпроводящее кольцо, используя систему уравнений (1) из [1]. Базовые характеристики вычисляются в соответствии с их определениями, записанными для элементарных токовых контуров (2), (9), (18) из [1], остальные электротехнические характеристики – по формулам [1]. Запрограммированы и модификации этих соотношений для прямолинейного сверхпроводника большой длины (т.е. длины, при которой можно пренебречь концевыми эффектами). Обязательным для программы является условие осевой симметрии кольца (или, соответственно, условие однородности свойств прямолинейного сверхпроводника по его длине). Форма поперечного сечения сверхпроводника и условия его возбуждения, в принципе, могут быть любыми. Путём непосредственного ввода исходных данных реализуются следующие варианты расчёта:

– сечение сверхпроводника – прямоугольное

или эллиптическое;

– условия возбуждения – только внешнее поле B_e , только источник питания с напряжением $U = \text{const}$, одновременное возбуждение полем и источником питания при связи между ними $d\Phi_n = kdB_e$ или $dJ = kdB_e$, где $k = \text{const}$.

Другие режимы могут быть реализованы путём дополнения программы несложными процедурами, учитывающими их специфику.

В уравнениях (1) [1] предполагается, что в пределах каждого элементарного контура ток распределён равномерно. Следовательно, погрешность в расчёте положения фронта проникновения тока определяется размером этого контура и для обеспечения достаточной точности необходимо, чтобы количество контуров, а значит, и количество уравнений N было не менее 1000. Такие значения N могут привести не только к неприемлемо большому времени расчётов, но и к потере устойчивости, обусловленной накоплением вычислительных ошибок. Ещё одна особенность системы (1) [1] связана с материальным условием $|j| = j_c$, из-за которого линейность системы нарушается всякий раз, когда насыщается очередной элементарный контур. В описываемой программе обе эти проблемы решаются с помощью двух логических блоков. Первый разбивает процесс возбуждения на шаги таким образом, что каждый шаг точно соответствует интервалу линейности системы, т.е. промежутку между моментами насыщения очередных токовых контуров. Второй на каждом шаге формирует вместо (1) [1] новую систему, в которую включены только те контуры, которые прилегают к фронту проникающих токов (остальные не могут влиять на результат, поскольку в них $j = \text{const}$).

Приводимые ниже результаты получены при разбиении сечения сверхпроводящего кольца на 2500 элементарных контуров. При этом время расчёта одной фазы проникновения (от $I = 0$ до $I = 1$) на персональной ЭВМ Intel Pentium III не превышало 8 мин, а погрешность расчёта индуктивности кольца 0,02%. Следует однако иметь в виду, что особенности электротехнических характеристик, обусловленные сверхпроводящими свойствами кольца, определяются не самой индуктивностью, а её изменением в течение фазы, т.е. значением L_i , которое, обычно, на порядок ниже L_0 . Кроме того, при I близких к 0 падает точность рас-

чёта тех характеристик, которые существенно зависят от толщины насыщенной зоны (в первую очередь это значения P и Q), поскольку последняя становится сравнимой с размерами элементарного контура. Поэтому точность расчёта электротехнических характеристик в целом можно оценить 2% для интервала изменения безразмерного тока $0,05 < I \leq 1$. Для дальнейшего увеличения точности принципиальных ограничений нет. Однако с практической точки зрения это вряд ли целесообразно.

Сравнение аналитических расчётов по формулам (1)–(25) с численными для фазы первоначального проникновения приведено на рис. 1 и 2. При построении графиков использовались следующие безразмерные координаты:

$$L_* = L/(\mu_0 R) - 0,5 \ln(\gamma/\alpha^2); \quad (26)$$

$$\Delta\Phi_{n*} = -(\Delta\Phi_n - L_0 J)/(\mu_0 R J_c); \quad (27)$$

$$A_{n*} = (A_n - L_0 J^2/2)/(\mu_0 R J_c^2); \quad (28)$$

$$Q_* = Q/(\mu_0 R J_c^2). \quad (29)$$

Приведение к безразмерному виду, как обычно, уменьшает количество аргументов задачи, кроме того, исключает из рассмотрения большие по абсолютному значению, но тривиальные слагаемые: $\ln(R)$, $L_0 J$, $L_0 J^2/2$. Это позволяет более корректно оценить погрешность расчётов – не по отношению к характеристике в целом, а только по отношению к той её составляющей, которая обусловлена сверхпроводящими свойствами кольца.

Для $\alpha = a/R = 0,01$ (a – сторона прямоугольника или ось эллипса, расположенная параллельно R) в случае эллиптического поперечного сечения аналитические формулы являются практически точными, что и наблюдается на графиках. Однако совпадение остаётся хорошим и в случае прямоугольного поперечного сечения. Это означает, что использование для расчета L_i формулы (19) удачно компенсирует несоответствие между реальной картиной проникновения токов в прямоугольник и расчётной моделью, заданной приближением IV. Координаты (26)–(29) исключают зависимость аналитических результатов от R в том случае, когда расчёты проводятся методом СГР. Поэтому данные численных расчётов для $\alpha = 0,1$ (точки с серым фоном) следует сравнивать с теми же линиями, что и для $\alpha = 0,01$. Видно,

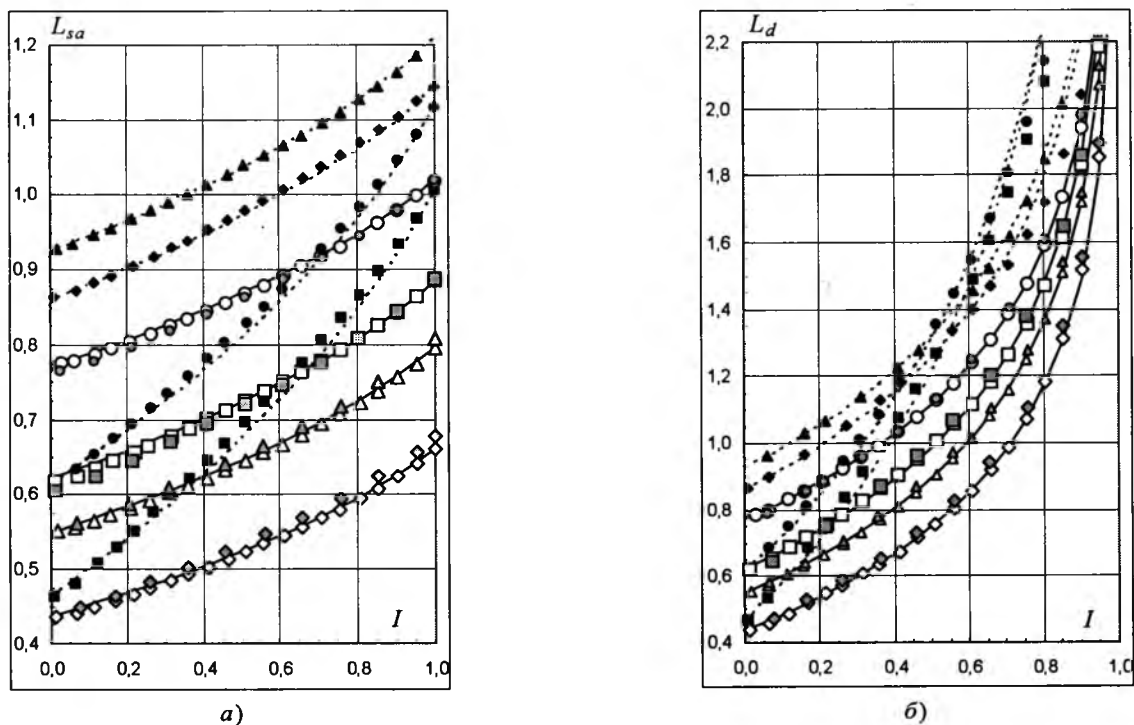


Рис.1. Зависимость статической (а) и динамической (б) индуктивностей сверхпроводящего кольца от безразмерного тока в фазе первоначального проникновения:

$\square, \diamond, \circ, \Delta$ — $\alpha = a/R = 0,01$; $\blacksquare, \blacklozenge, \bullet, \blacktriangle$ — $\alpha = 1$; \square, \diamond — прямоугольное поперечное сечение с $\gamma = 1$ и $\gamma = 0,25$ соответственно ($\gamma = a/b$); \circ, Δ — эллиптическое поперечное сечение с $\gamma = 1$ и $\gamma = 0,25$; — — расчёт по (16)–(19), (1); ---- — уточнённый расчёт с использованием (13)

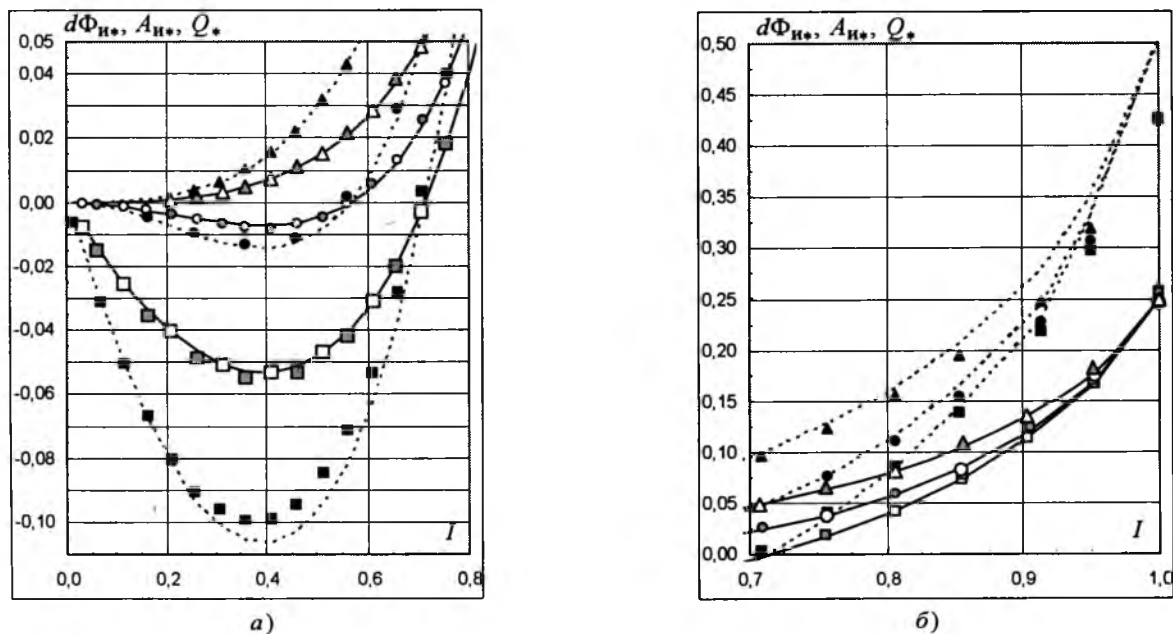


Рис.2. Зависимость электротехнических характеристик сверхпроводящего кольца от безразмерного тока в фазе первоначального проникновения. Эллиптическое поперечное сечение с $\gamma = 1$:

\square — $d\Phi_{H*}$; \circ — A_{H*} ; Δ — Q_* ; \square, \circ, Δ — $\alpha = a/R = 0,01$; $\blacksquare, \bullet, \blacktriangle$ — $\alpha = 1$

что с практической точки зрения, точность остаётся достаточной. Следовательно, аналитический расчёт, использующий метод СГР, можно рекомендовать в диапазоне изменения α от 0 до 0,1.

Данные численного расчёта для $\alpha = 1$, сравниваются с аналитическими результатами, полученными уточнённым методом. Видно, что при расчёте базовых характеристик практичес-

ки значимая погрешность возникает только для L_d при $I > 0,7$. (Как численные, так и аналитические значения L_d стремятся к бесконечности при $I \rightarrow 1$, однако асимптотика оказывается различной, так что при $I = 0,95$ погрешность достигает 20% для сечений с $\gamma = 1$ и 10% для $\gamma = 0,25$). Такое поведение L_d является причиной увеличения погрешности расчёта остальных характеристик при больших значениях тока (рис. 2, б). Тем не менее, вплоть до $I = 1$ она не выходит за пределы 20%, что в большинстве случаев ещё допустимо для практики. Следует отметить, что сам метод СГР при таких значениях α оказывается совершенно несостоятельным. Например, при расчёте L_0 для эллиптического сечения с $\alpha = 1$ и $\gamma = 0,25$ метод даёт ошибку в 500%. Таким образом, использование уточнённого метода позволяет существенно расширить область применения аналитических формул.

Расчёт индуктивностей в фазе повторного проникновения, отличается лишь перенормировкой безразмерного тока I (или заменой J_c на $2J_c$, если использовать принцип эквивалентности, сформулированный в [1]). Эта операция не вносит дополнительной погрешности в расчёты. Формулы, выражающие остальные электротехнические характеристики через базовые, также являются точными. Расчёт характеристик в фазах насыщения тривиален, поскольку в них $L = L_0 = \text{const}$. Поэтому и в случае циклических процессов точность аналитических формул, и соответственно, рекомендации по способам их применения (расчёт методом СГР или уточнённый расчёт) остаются теми же, что и для фазы первоначального проникновения.

Выводы

1. Предложен метод расчёта полного набора электротехнических характеристик сверхпроводника, основанный на теории нелинейных электрических цепей. Метод сводит учёт специфики задачи к минимальному числу базовых характеристик, остальные вычисляются с использованием универсальных аналитических соотношений. Сочетание этих соотношений с аналитическими формулами для расчёта индуктивностей (например, формулами метода СГР) позволяет получить полное решение многих задач в аналитическом виде.

2. Приведённый пример использования метода реализует лишь ничтожную часть открывающихся возможностей.

3. Получение в рамках метода аналитических соотношений, описывающих различные полезные для практики частные случаи, – большая работа. Однако автор убеждён в её целесообразности, поскольку существующие подходы к расчёту сверхпроводящих систем далеки от требований практики. Свой вклад в развитие метода автор планирует ограничить задачами о сверхпроводящем кольце и прямолинейном сверхпроводнике при смешанном возбуждении, заданном зависимостью $dJ = kdB_e$.

4. Дальнейшая работа могла бы развиваться в двух главных направлениях:

– варьирование вариантов геометрических форм и условий возбуждения;

– получение интегральных по времени цикла характеристик для типичных форм возбуждающих сигналов, в первую очередь для синусоидального сигнала (это позволит использовать при расчёте сверхпроводящей цепи общепринятые понятия индуктивного и активного сопротивлений, $\cos(\varphi)$ и т.д.).

5. В принципе предложенный подход можно применить не только к сверхпроводникам, но и к сверхпроводящим кабелям с резистивной матрицей. Особенность этого случая состоит в зависимости характеристик от скорости процесса. Поэтому дифференциальную индуктивность будет необходимо заменить на динамическую.

Работа выполнена по проекту 05-08-18013 "Сверхпроводящий токоограничивающий реактор", финансируемому РФФИ.

Автор благодарит Н.Н. Балашова за большую помощь в оформлении статьи.

Список литературы

1. Желтов В.В. Метод расчёта электротехнических характеристик сверхпроводника как нелинейного элемента электрической цепи // *Электротехника*. 2006. № 12. С. 7–15.

2. Norris W.T. Calculation of hysteresis losses in hard superconductors carrying ac: isolated conductors and edges of thin sheets // *J. of Physics D*. 1970. Vol. 3, № 4. P.489–507.

3. Калантаров П.Л., Цейтлин Л.А. Расчёт индуктивностей. Л.: Энергоатомиздат, 1986.

4. Campbell A.M., Evetts J.E. Critical currents in superconductors. London: Taylor and Francis Ltd., 1972.

Научно-техническая конференция "Актуальные проблемы энерго- и ресурсосберегающих электротехнологий АПЭЭТ-06"

19–21 апреля 2006 г. в Екатеринбурге состоялась Всероссийская научно-техническая конференция "Актуальные проблемы энерго- и ресурсосберегающих электротехнологий АПЭЭТ-06", организованная Уральским государственным техническим университетом, Академией электротехнических наук РФ и ЗАО РЭЛТЕК. Конференция проводилась в соответствии с решением международной научно-технической конференцией "Актуальные проблемы теории и практики индукционного нагрева АРН-05", состоявшейся в Санкт-Петербурге 25–26 мая 2005 г.

На конференции было представлено 104 доклада по следующим направлениям: установки нагрева и плавильно-литейные комплексы (38 докладов), электромеханические системы в электротехнологиях (28), источники питания и системы электроснабжения электротехнологических установок (27), системы управления и автоматизации электротехнологических установок (6), вопросы подготовки кадров в области электротехнологических систем (5). В работе конференции приняли участие 90 человек из 15 городов России, а также из США и Эстонии. Публикациями в сборнике трудов конференции представлены основные коллективы научных и учебных заведений, связанных с разработкой и исследованием электротехнологических систем и их элементов, из Санкт-Петербурга, Москвы, Самары, Чебоксар, Екатеринбурга, Перми, Новосибирска, Красноярска, Томска, Нижнего Новгорода.

Среди докладов первого направления значительный интерес вызвали доклады В.Б. Демидовича, Б.М. Никитина, В.А. Оленина, Д.Н. Бондаренко и др. (ФГУП ВНИИТВЧ, г. Санкт-Петербург) об оборудовании и технологиях индукционного нагрева в металлургической промышленности, а также доклады В.И. Лузгина, А.Ю. Петрова, С.А. Рачкова, И.В. Черных, В.В. Ши-

пицына, К.В. Якушева и др. (ЗАО РЭЛТЕК и УГТУ-УПИ, г. Екатеринбург), связанные с разработкой высокоэффективных среднечастотных плавильных комплексов на основе индукционных тигельных печей и автономных полупроводниковых двухчастотных преобразователей. Актуальным вопросам скоростного индукционного нагрева изделий с учётом термонапряжений были посвящены доклады А.Б. Кувалдина, и А.Р. Лепешкина (МЭИ, Центральный институт авиационного моторостроения им. П.И. Баранова, г. Москва). Большой интерес участников вызвали доклады Е.А. Коршунова, А.Г. Тарасова, В.Л. Бастрикова, В.Г. Лисиенко, С.Ф. Сарапулова, В.С. Третьякова, В.А. Семчева и др. (УГТУ-УПИ, фирма ДАТА-ЦЕНТР, г. Екатеринбург, и Камчатэнерго, г. Петропавловск-Камчатский), посвящённые разработке многофункциональных индукционных плавильных агрегатов для жидкофазного восстановления оксидов с использованием вращающейся за счёт электромагнитного воздействия металлической подложки. Внимание участников привлекли доклады Ю.М. Миронова (Чувашский государственный университет, г. Чебоксары) об исследовании электрических характеристик дуговых сталеплавильных печей и А.И. Цапина (ПГТУ, г. Пермь) об электромагнитных воздействиях в технологиях получения непрерывных слитков. Следует отметить важность вопросов расчёта параметров линейных индукционных машин с помощью пакета Femlab и на основе схем замещения, рассмотренных в докладах С.В. Иванниченко и В.А. Дмитриевского (НТТИ УГТУ-УПИ, г. Нижний Тагил).

Во второй группе докладов следует отметить доклады В.А. Трефилова (ПГТУ, г. Пермь) о моделировании различных режимов работы двухмашинных агрегатов в среде Simulink, В.Я. Беспалова и М.В. Панихина (МЭИ, г. Москва) о разработке модели коммутации в коллектор-

ной электрической машине, а также С.Е. Миронова, В.А. Бегалова, С.Ф. Сарапулова и П. Шымчака (УГТУ-УПИ, г. Екатеринбург, Щецинский технический университет, г. Щецин) об особенностях математического моделирования линейной индукционной машины с ограниченными размерами вторичного элемента.

В третьем направлении особый интерес вызвали доклад А.Б. Кувалдина и Е.В. Птицыной (МЭИ, г. Москва) об особенностях использования токов сложной формы для питания электротехнологических установок, в частности, дугowych и электролизных, доклад Л.Г. Сидельникова и А.Г. Санникова (Энергокомплект-холдинг, г. Пермь) о нормативах технического диагностирования изоляции силовых кабельных линий, а также доклад Б.Ю. Алтунина и Е.Н. Жукова (Нижегородский ГТУ, г. Нижний Новгород) об анализе нестационарных режимов модернизированного источника питания дуговой сталеплавильной печи. Следует отметить оригинальные доклады С.П. Гладышева, Р. Кибора и др. (Мичиганский университет, г. Детройт) о надёжной системе питания светофора, А.Н. Кошкина, Д.Н. Томашевского Т.А. Кошкиной, С.Г. Хронусова др. (УГТУ-УПИ, УГГТУ, г. Екатеринбург) о потенциале энергосбережения предприятий и В.Н. Удинцева А.И. Прохорова (УГТУ-УПИ) о высокочастотном сварочном аппарате.

В четвёртом направлении внимание участников привлекли доклады Э.В. Любимова,

(ПГТУ, г. Пермь) о синтезе программного управления циклических систем в среде визуально-ориентированного моделирования и В.П. Рубцова (МЭИ, г. Москва) о дискретном регуляторе мощности дуговой сталеплавильной печи с нерегулируемым асинхронным приводом, а также доклад В.Н. Кожеурова, В.А. Иванушкина и др. (УГТУ-УПИ, г. Екатеринбург), посвящённый энергосберегающему управлению электротехнологическими установками на основе нечёткой логики.

В пятом направлении следует отметить доклады М.А. Карпеша (ИПЦ "Учебная техника", г. Челябинск) о роли учебного практикума и И.П. Чайкиной (НОУ Мосэнерго, г. Москва) о роли электронных образовательных средств в подготовке специалистов. Вызвал интерес также доклад В.В. Гомана, В.А. Бегалова и др. (УГТУ-УПИ, г. Екатеринбург) о структуре программного комплекса для исследования тепловых и электромеханических процессов линейных индукционных машин.

В решениях конференции отмечена необходимость продолжения отмеченных работ по созданию высокоэффективных энергосберегающих электротехнологических систем, а также целесообразность проведения подобной конференции в будущем году (конкретные сроки и место проведения будут уточнены позднее).

Ф.Н. Сарапулов,
В.Я. Беспалов

Правила оформления статей, направляемых в журнал "Электротехника"

1. Объем статьи не должен превышать **12 страниц текста**, отпечатанного на машинке или набранного на компьютере **через 2 интервала** с полями 2–3 см, и иметь **не более 5 рисунков**.

2. В статье должны быть: введение, сформулирована постановка задачи, изложено содержание работы, показана достоверность результатов, приведены выводы, рекомендации и эффективность.

3. К статье должна быть приложена аннотация (2–3 предложения) на русском и английском языках. Название статьи также следует дать на русском и английском языках.

4. Статья должна сопровождаться письмом автора или организации (если она упоминается) и сведениями об авторах. Необходимо привести фамилии, имена и отчества всех авторов полностью, домашние адреса с почтовыми индексами, номера домашнего и служебного телефонов, место работы, ученое звание и степень, какой факультет, какого вуза и когда закончен, тему диссертации и год ее защиты. Можно приложить фотографии авторов.

Желательно, чтобы число авторов **не превышало пяти**. Фамилии лиц, принимавших участие в работе, можно дать в сноске.

5. Формулы должны быть четко вписаны от руки или набраны на компьютере (крупно) в отдельные строчки (а не в текст). Прописные (заглавные) буквы подчеркиваются карандашом двумя черточками снизу, а строчные (малые) – двумя черточками сверху. 0 (ноль) и цифра 3 (три) поясняются на полях простым карандашом. Индексы показываются простым карандашом.

6. Таблицы не должны быть громоздкими, все наименования необходимо писать без сокращения слов, за исключением единиц измерения. Численные значения величин в таблице, на рисунках и в тексте статьи должны быть в единицах измерения СИ.

7. Чертежи, графики, диаграммы и т.д. должны быть выполнены четко. Возможно изготовление рисунков с помощью компьютера. Условные обозначения на самом рисунке должны быть предельно краткими и общеупотребительными. Расшифровка условных обозначений и подписи к рисункам (не громоздкие) даются на отдельном листе.

Фотографии к статье (в двух экземплярах) должны быть отпечатаны на белой матовой бумаге (размером не менее 9×12 см), изображение должно быть контрастным, с хорошо проработанными деталями. Если фотографии присылаются на дискетах, то разрешение должно быть не менее **300 пикселей на дюйм** и размеры фотографии не очень велики. Все обозначения ставятся на отдельном экземпляре.

8. Список литературы приводится в конце статьи, в порядке последовательности ссылок в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.

Для книг должны быть указаны: фамилия и инициалы всех авторов, название книг, город, издательство, год выпуска. Для журнальной статьи: фамилия и инициалы всех авторов, название статьи, журнала, год издания, номер журнала (том), страницы. Для сборников и продолжающихся изданий: фамилия и инициалы всех авторов конкретной статьи, ее название, название сборника или издания, город, издательство, год, выпуск, страницы.

В список литературы не должны включаться неопубликованные материалы, материалы для служебного пользования, а также малораспространенные издания и материалы, отпечатанные литографическим способом, и т.д.

9. Статью в двух экземплярах следует высылать в редакцию **простой или заказной бандеролью**.

10. К статье необходимо приложить дискету с набранным текстом либо отправить по электронной почте: elektrotechnika@mtu-net.ru, elprivsis@yandex.ru.