



**ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКАЯ СТОЙКОСТЬ
трансформаторов и реакторов
при коротких замыканиях**

Труды ВЭИ

**Электродинамическая стойкость
трансформаторов и реакторов
при коротких замыканиях**

Составитель и редактор А.И. Лурье

Москва
ЭНАК
2005

Электродинамическая стойкость трансформаторов и реакторов при коротких замыканиях. Под ред. А.И. Лурье. — М.: «Знак», 2005. 520 с. Ил.

В сборнике статей представлены работы по всем аспектам проблемы электродинамической стойкости при КЗ, авторами которых являются сотрудники ВЭИ.

Сборник статей рассчитан на широкий круг читателей, специалистов по разработке и эксплуатации трансформаторов и реакторов, научных работников, инженеров, преподавателей, аспирантов и студентов.

В сборнике приведены статьи различного характера. Полезные для себя сведения найдут и расчетчик трансформатора, и конструктор, и технолог трансформаторного завода, и испытатель на заводской станции и на специализированном стенде. Интересную информацию может получить и студент, и аспирант, и преподаватель ВУЗа. Многие статьи затрагивают тонкие вопросы теории электромагнитных и электромеханических процессов, сопротивления материалов и строительной механики. Эти статьи будут полезны научным работникам. Имеется много достаточно доступного и интересного материала для специалистов в областях знаний, связанных с трансформаторами, например, в области теоретической электротехники. Безусловно, много полезной информации можно почерпнуть специалистам, занимающимся эксплуатацией трансформаторов.

Содержание

Предисловие	3
<i>Лурье А.И.</i> Электродинамическая стойкость трансформаторов при коротких замыканиях	8
<i>Лурье А.И.</i> Об определении максимального тока при включении цепи <i>RL</i> на переменное напряжение	49
<i>Лурье А.И.</i> Влияние добавочных потерь на ударный ток трансформаторов и реакторов при коротком замыкании	59
<i>Лурье А.И.</i> Токи переходного процесса короткого замыкания трехобмоточного трансформатора	73
<i>Зенова В.П., Лурье А.И., Славин Г.А., Шифрин Л.Н.</i> К расчету токов короткого замыкания трансформаторов	78
<i>Лурье А.И., Панибратец А.Н., Зенова В.П.</i> Работа трехфазной группы трансформаторов с различными значениями напряжения КЗ	84
<i>Лурье А.И.</i> Осевые усилия в обмотках трансформаторов	96
<i>Лурье А.И., Савельев М.П.</i> Динамические осевые усилия в обмотках трансформаторов	111
<i>Лурье А.И., Мильман Л.И.</i> Экспериментальное исследование осевой устойчивости обмоток трансформаторов при коротком замыкании	122
<i>Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И.</i> Методика сравнения расчетных и опытных осевых сил в обмотках трансформаторов при коротком замыкании	133
<i>Дробышевский А.А., Левицкая Е.И.</i> Исследование собственных частот колебаний обмоток и их влияния на осевые усилия короткого замыкания	142
<i>Лурье А.И., Дробышевский А.А.</i> Расчет собственных частот колебаний обмоток трансформаторов	149
<i>Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И.</i> Измерение податливости опорных конструкций обмоток трансформаторов	159
<i>Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И., Панибратец А.Н.</i> Расчет осевых сил в обмотках трансформаторов при коротких замыканиях с учетом податливости опорных конструкций	164
<i>Лурье А.И.</i> Расчет трансформаторов, имеющих запрессовку нескольких обмоток общим кольцом	171
<i>Лурье А.И., Левицкая Е.И.</i> Электродинамическая стойкость трансформаторов I–II габаритов со слоевыми цилиндрическими обмотками	177
<i>Кадавид Р.Э., Зенова В.П., Лурье А.И., Панибратец А.Н.</i> Исследования стойкости при коротком замыкании распределительных трансформаторов с прямоугольными обмотками	186
<i>Мильман Л.И., Лурье А.И.</i> Расчет прочности наружных обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания	202
<i>Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И.</i> Электродинамическая устойчивость наружных обмоток трансформаторов больших мощностей	212
<i>Мильман Л.И.</i> Расчет механических напряжений растяжения в обмотках трансформаторов с подразделенными проводами	222
<i>Мильман Л.И., Лурье А.И.</i> Расчет прочности внутренних обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания	229
<i>Мильман Л.И., Лурье А.И.</i> Расчет внутренних обмоток трансформаторов на прочность с учетом конечной ширины реек	241

<i>Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И.</i> Стойкость сжимаемых обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания	251
<i>Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И.</i> Исследование устойчивости обмоток трансформаторов из транспонированного провода	259
<i>Лурье А.И., Панибратец А.Н., Зенова В.П.</i> Методика расчета тангенциальных сил и деформаций обмоток и их частей	265
<i>Лурье А.И.</i> Намагничивающий ток (ток включения) трансформаторов, стойкость при токах включения	290
<i>Елагин В.Н., Лурье А.И., Панибратец А.Н.</i> Броски тока включения трансформаторов	310
<i>Кузьменко В.А., Лурье А.И., Панибратец А.Н., Чуприков В.С.</i> Снижение тока включения трансформаторов	315
<i>Елагин В.Н., Лурье А.И.</i> Об одном «трансформаторном» парадоксе (Может ли ток короткого замыкания трансформатора быть меньше тока холостого хода?)	323
<i>Васильев А.Б., Лурье А.И., Панибратец А.Н.</i> Расчет магнитного поля и электродинамической стойкости трансформаторов при бросках тока включения.	329
<i>Мильман Л.И., Лурье А.И.</i> Проводниковые материалы при динамическом изгибе	339
<i>Савельев М.П., Булах К.А., Линова Л.С., Соколова Л.И.</i> К расчету силы начальной прессовки обмоток трансформаторов	343
<i>Зенова В.П., Лурье А.И.</i> Об электродинамической стойкости трансформаторов с алюминиевыми обмотками при коротких замыканиях	348
<i>Зенова В.П., Мильман Л.И.</i> Использование моделей для оценки радиальной устойчивости сжимаемых обмоток трансформаторов	356
<i>Дробышевский А.А., Игонин Г.В., Лурье А.И.</i> Исследование электродинамической стойкости элементов конструкции трансформаторов при помощи моделирования в устройстве РОСТ-М	364
<i>Лурье А.И., Мильман Л.И., Панибратец А.Н.</i> Физическое моделирование и ЭВМ в проблеме электродинамической стойкости трансформаторов	372
<i>Лурье А.И., Мильман Л.И., Игонин Г.В.</i> Устройство для исследования элементов конструкции мощных трансформаторов при действии осевых динамических сил	374
<i>Лурье А.И., Мильман Л.И., Панибратец А.Н., Червяков В.А., Шлегель О.А.</i> Результаты испытаний трансформатора ТДТН-25000/110 на стойкость при коротком замыкании	382
<i>Лурье А.И., Левицкая Е.И.</i> Индикация повреждений при испытаниях трансформаторов на динамическую стойкость	392
<i>Дробышевский А.А., Левицкая Е.И.</i> Диагностика обмоток силовых трансформаторов методом низковольтных импульсов	397
<i>Дробышевский А.А., Левицкая Е.И.</i> Анализ механического состояния обмоток силовых трансформаторов по результатам диагностики	405
<i>Лурье А.И., Шлегель О.А.</i> Измерение отклонения индуктивного сопротивления при электродинамических испытаниях силовых трансформаторов	413
<i>Панибратец А.Н., Лурье А.И., Зенова В.П., Левицкая Е.И.</i> Система программ РЭСТ для расчета электродинамической стойкости, потерь и нагревов трансформаторов и реакторов	419
<i>Панибратец А.Н., Савельев М.П.</i> Расчет электродинамической стойкости обмоток трансформаторов на ЭВМ «Минск-32»	429

<i>Панибратец А.Н.</i> Оптимизация параметров обмоток для обеспечения электродинамической стойкости трансформаторов и реакторов при КЗ	434
<i>Лурье А.И., Панибратец А.Н., Зенова В.П., Левицкая Е.И.</i> Рекомендации по конструктивному и технологическому обеспечению стойкости трансформаторного оборудования при коротких замыканиях	452
<i>Панибратец А.Н.</i> Методика расчетной оценки стойкости при КЗ мощных трансформаторов в эксплуатации	463
<i>Лурье А.И., Панибратец А.Н., Зенова В.П.</i> Электродинамическая стойкость при КЗ управляемых подмагничиванием дугогасящих реакторов типа РУОМ	467
<i>Левицкая Е.И., Лурье А.И., Панибратец А.Н.</i> Проблема электродинамической стойкости трансформаторов при коротких замыканиях	477
Библиография	490

Предисловие

Исследования электродинамической стойкости трансформаторов при коротких замыканиях являются традиционными для ВЭИ. Это направление заложено и начало развиваться выдающимися учеными и корифеями электротехники и трансформаторостроения Георгием Николаевичем Петровым, Юрием Владимировичем Буткевичем, Алексеем Владимировичем Пановым, Иваном Семеновичем Наяшковым, Эммануилом Абрамовичем Манькиным, деятельность которых неразрывно связана с ВЭИ.

В течение многих десятилетий ВЭИ является ведущей организацией по этому направлению, ВЭИ имеет большой авторитет в стране и за рубежом, в том числе и благодаря успешным научным и инженерным разработкам, связанным с практическим обеспечением электродинамической стойкости производимых и эксплуатируемых отечественных трансформаторов и реакторов.

Обеспечение стойкости трансформаторов и реакторов при аварийных коротких замыканиях (КЗ), бросках тока включения, многократных набросах нагрузки и других аварийных воздействиях является всегда актуальной и сложной научно-технической проблемой. При современном состоянии отечественного трансформаторостроения актуальность этой проблемы возрастает, так как сокращается объем испытаний трансформаторов на стойкость при КЗ, резко снижается объем исследований в этой области, уменьшается число квалифицированных специалистов, на заводах теряется приобретенный ранее опыт обеспечения надежности трансформаторов и реакторов, особенно новых типов, возрастает объем импорта трансформаторного оборудования, не соответствующего строгим отечественным стандартам. Проблема стойкости при КЗ актуальна и за рубежом.

Основной задачей работ ВЭИ в течение последних четырех десятилетий является постановка и проведе-

ние научных исследований электродинамических и электромеханических процессов в трансформаторах и реакторах, создание расчетных математических моделей, отображающих эти процессы, создание алгоритмов и программных продуктов, обеспечивающих проведение расчетных исследований при проектировании трансформаторов и реакторов, оптимизации их конструкции, при испытаниях, анализе условий эксплуатации и аварий. Еще одной задачей является участие в разработке конкретных мощных трансформаторов и реакторов, особенно новейших конструкций высших классов напряжения, уникальных по максимальной мощности. При таких совместных с заводами работах результаты исследований в ВЭИ, методы и программы, рекомендации по усилению конструкции внедрялись без каких-либо задержек.

Можно кратко сформулировать результаты работ ВЭИ по проблеме обеспечения электродинамической стойкости трансформаторов и реакторов.

1. В течение последних 4-х десятилетий проведен комплекс теоретических и экспериментальных работ по проблеме обеспечения электродинамической стойкости трансформаторов и реакторов. Разработаны методы расчета.

2. На стенде ВЭИ организовано испытание трансформаторов на электродинамическую стойкость при КЗ, проведены испытания более 300 трансформаторов. Создана методика испытаний. При активной помощи ВЭИ организованы испытания трансформаторов на стендах в Москве (НИЦ ВВА Бескудниково, Электрозавод), Екатеринбурге (Уралэлектротяжмаш), Тольятти (Отделение ВЭИ—МИС), Минске (МЭТЗ), Запорожье (ВИТ).

3. Разработан, внедрен в промышленности на всех заводах, на всех проектирующих и ремонтных предприятиях единый (и единственный)

отраслевой руководящий документ по расчету стойкости трансформаторов при КЗ РД 16.431-88 (РТМ 16.800.428), который содержит объемную методику расчета (5 разделов, 96 страниц текста, приложения, в том числе с описанием программ расчета на ПК). Отраслевая методика постоянно (начиная с 1977 года) совершенствуется на основе накапливающихся новых теоретических экспериментальных данных, замечаний и предложений пользователей.

4. Разработан пакет программ РЭСТ-ВЭИ (Расчет Электродинамической Стойкости Трансформаторов) в нескольких модификациях, который используется в течение последних двух десятков лет при разработке трансформаторного оборудования на всех трансформаторных заводах России и СНГ, а также в организациях, занимающихся модернизацией и испытаниями этого оборудования.

Фактически в течение последних трех десятилетий почти все силовые трансформаторы общего назначения и специальные, уникальные мощные и распределительные, низковольтные и ультравысокого напряжения проектировались на всех заводах СССР, РФ и СНГ с использованием методики ВЭИ расчета стойкости при КЗ с применением пакета программ РЭСТ-ВЭИ.

Методика расчета стойкости трансформаторов и реакторов при КЗ и пакет программ РЭСТ, программные продукты и САПР с применением методики и модулей РЭСТ, а также рекомендации по повышению стойкости внедрены и используются при проектировании трансформаторного оборудования основными предприятиями: ХК «Электрострой» (г. Москва), ОАО «Уралэлектротяжмаш» (г. Екатеринбург), АО «Трансформатор» (г. Тольятти), АО «Запорожтрансформатор», Всеукраинский институт трансформаторостроения (г. Запорожье), АООТ «Трансформатор» (г. Чирчик), Биробиджанский трансформаторный завод (БирЗСТ), на Минском (МЭТЗ), Хмельницком (ХЗТП), Раменском электротехническом заводе «Энергия», Ереванском,

Таллинском и Бакинском заводах. Кроме того, методика постоянно используется в научно-исследовательских работах ВЭИ им. В.И. Ленина, при модернизации и испытаниях трансформаторов (ЦКБ «Энергоремонт», «Ростовэнергоремонт», «Свердловэлектроремонт», АО «Научно-исследовательский центр по испытанию высоковольтной аппаратуры» и др.), а также при анализе аварий в эксплуатации.

5. С помощью методики и пакета РЭСТ проведены расчетные исследования стойкости трансформаторов и реакторов практически всех типов, выпускаемых в РФ и СНГ, которые подвергались динамическим испытаниям, а также трансформаторов старых типов, повреждавшихся при КЗ в электрических сетях, проведено сравнение результатов расчета и эксперимента для трансформаторов, даны и выполнены рекомендации по совершенствованию методики расчета.

6. Разработана теория физического моделирования электромагнитных процессов в обмотках, предложены и введены в практику оригинальные электромагнитные устройства МДУ-1, МДУ-3, МОУ, РОСТ-М, РОСТ, на которых проведены испытания от ударных генераторов около 500 полномасштабных моделей обмоток. Получен богатый экспериментальный материал, позволивший, в частности, учесть в методике расчета ВЭИ основные влияющие факторы, определяющие радиальную устойчивость сжимаемых радиальными и осевыми силами КЗ обмоток. На полномасштабных моделях экспериментально подтвержден достаточный уровень стойкости многих уникальных трансформаторов.

7. На основе теоретических, экспериментальных и расчетных исследований разработаны и внедрены рекомендации по совершенствованию конструкции и технологии производства трансформаторов.

8. Предложена и осуществлена идея использования сетевого стенда МИС г. Тольятти для испытаний мощных трансформаторов на стойкость при КЗ. Разработана оригинальная и эффективная методика испытаний.

Под руководством и при участии ВЭИ в 1977–1989 гг. проведены испытания более 20 мощных трансформаторов и реакторов (однофазных до 417 МВ·А и трехфазных до 400 МВ·А), что вывело состояние испытаний трансформаторов на уровень самых передовых стендов (Ренардьё, Кема) и позволило получить экспериментальные результаты, обеспечивающие решение самых важных и острых проблем до настоящего времени и на ряд лет вперед.

9. Исследования по обеспечению стойкости при КЗ проводились в ВЭИ в рамках создания комплексов электрооборудования высших классов напряжения, в том числе ЛЭП ПТ 1500 кВ (уникальные преобразовательные трансформаторы и линейный реактор), ЛЭП 1150, 1800 кВ, СТК 1150 кВ и др.

Работы по проблеме обеспечения электродинамической стойкости трансформаторов и реакторов играют существенную роль в других, близких по тематике работах института. Это относится прежде всего к работам ВЭИ по электромагнитным и тепловым вопросам, высоковольтной изоляции, а также к работам ВЭИ по диагностике трансформаторов, дефектографированию состояния обмоток при испытаниях и в эксплуатации, по разработке реакторов, управляемых подмагничиванием, трансформаторов и реакторов для преобразовательной техники.

Результаты научных исследований ВЭИ, разработок по электродинамической стойкости трансформаторов и реакторов и по связанным с ней темам за прошедшие десятилетия опубликованы более чем в 150 научных работах. Научные публикации охватывают статьи в научно-технических журналах, доклады на конференциях и симпозиумах. Имеются авторские свидетельства и патенты, многие из которых внедрены и дают большой технико-экономический эффект. Например, внедрены изобретения по уникальному автотрансформатору АОЦТН-667000/1150 для ЛЭП 1150 кВ, управляемым подмагничиванием шунтирующим реакторам РОДУ-60000/500 и РТДУ-25000/

110, электромагнитным устройствам для испытаний полномасштабных моделей обмоток на радиальную и осевую устойчивость МДУ и РОСТ. Внедрены также способы испытаний мощных трансформаторов на сетевом и генераторном стенде и др.

Среди отечественных публикаций отметим государственный стандарт «Трансформаторы силовые. Общие технические условия» ГОСТ 11677 (раздел «Стойкость при КЗ»), ГОСТ 20243 на методы испытаний трансформаторов на стойкость при КЗ, а также многие другие важные государственные и ведомственные нормативные документы.

Среди зарубежных публикаций с участием сотрудников ВЭИ следует отметить новый стандарт МЭК по стойкости трансформаторов при КЗ, в разработке которого активно участвовали специалисты ВЭИ, и в который заново введен целый раздел — разработанная специалистами ВЭИ методика расчетной оценки стойкости трансформаторов при КЗ. Заметную роль играют работы специалистов ВЭИ и в СИГРЭ, особенно в последние годы.

Во вводной статье сборника изложены основные аспекты проблемы электродинамической стойкости трансформаторов при коротких замыканиях. Все другие статьи сборника охватывают основные направления проблемы стойкости трансформаторов и реакторов при коротких замыканиях.

В статьях помимо информационных материалов приведены методы и примеры расчетов, материалы экспериментальных исследований и испытаний трансформаторов на стойкость при КЗ, а также практические, проверенные на опыте, рекомендации по обеспечению и усилению стойкости трансформаторов при КЗ.

В конце сборника приведена подробная библиография (около 400 названий) и список авторов статей.

В последние 2–3 десятилетия в отечественной периодической печати появилось много статей по проблеме стойкости трансформаторов при коротких замыканиях. Это отражало бо-

льшой объем теоретических и экспериментальных исследований по этой теме, проделанных в ВЭИ, на трансформаторных заводах Москвы, Запорожья, Екатеринбургa и особенно группой специалистов ВИТ (Всесоюзного института трансформаторостроения, г. Запорожье). В то же время в отечественной технической литературе в последние десятилетия издано очень мало книг методического характера по трансформаторам, а книг по проблеме стойкости трансформаторов при коротких замыканиях нет вообще. Среди зарубежных книг следует выделить очень полезную книгу Джорджи Бертаньолли «Стойкость силовых трансформаторов при коротких замыканиях». Однако эта книга — на английском языке, издана фирмой АВВ и для основной массы читателей, к сожалению, практически не доступна. Предлагаемая читателю книга — это сборник только основных, на взгляд составителя, статей по проблеме, отражающих в основном результаты работы авторов — сотрудников ВЭИ. Представляется, что издание такой книги — первый необходимый этап по изданию как других сборников статей по проблеме стойкости трансформаторов при коротких замыканиях, так и специальной обобщающей книги с последовательным и полным изложением всех аспектов проблемы. У сборника статей есть важное преимущество перед обобщающей книгой. Те вопросы, которым посвящены статьи, освещаются более подробно и полно, статьи, как правило, содержат конкретные примеры. Большинство статей носит методический характер. К сожалению, в современной периодической печати методические статьи публикуются очень редко. Каждая фирма публикует по существу рекламный материал, не раскрывая своих материалов «ноу-хау», поэтому можно надеяться, что предлагаемый сборник вызовет несомненный интерес у читателей.

В сборнике приведены статьи различного характера. Полезные для себя сведения найдет и расчетчик трансформатора, и конструктор, и технолог трансформаторного завода,

и испытатель на заводской испытательной станции и на специализированном стенде. Интересную информацию может получить и студент, и аспирант, и преподаватель ВУЗа. Многие статьи затрагивают тонкие вопросы теории электромагнитных и электромеханических процессов, сопротивления материалов и строительной механики. Эти статьи будут полезны научным работникам. Имеется много достаточно доступного и интересного материала для специалистов в областях знаний, связанных с трансформаторами, например, в области теоретической электротехники. Безусловно, много полезной информации можно почерпнуть специалистам, занимающимся эксплуатацией трансформаторов.

В заключение необходимо сделать следующие замечания.

В настоящее время на трансформаторных заводах РФ и СНГ научные работы по трансформаторам (включая работы по стойкости трансформаторов при КЗ) фактически прекращены, в научно-следователских институтах эти работы также свернуты, так как они почти не финансируются государством и совсем не поддерживаются руководством заводов. Но ведь заводы в условиях конкуренции должны все время совершенствовать свою продукцию. Сейчас это происходит по существу за счет использования накопленных ранее научных заделов и за счет использования опыта и знаний оставшихся старых специалистов. Навряд ли отечественная электротехническая промышленность полностью деградирует, и страна перейдет к закупке трансформаторной продукции за рубежом. Это значит, в какой-то момент в стране возникнут условия для возрождения современного трансформаторостроения. При этом придется возрождать и знания в области обеспечения надежности трансформаторов, в области стойкости трансформаторов при КЗ. Нет сомнений, что публикуемый сборник статей по этим вопросам окажется востребованным.

Сборник охватывает только лишь часть результатов работ с участием со-

трудников ВЭИ. Многие работы ВЭИ, к сожалению, не нашли отражения в публикациях, а остались в многочисленных научно-технических отчетах ВЭИ. Тем не менее, материалы сборника дают представление о той большой работе, которая проделана в ВЭИ за многие десятилетия большим коллективом людей. Основа такого коллектива была создана Иваном Семеновичем Наяшковым, который сформировал и направление работы. Высокий научный и инженерный уровень работ был задан руководителем лаборатории трансформаторов ВЭИ Эммануилом Абрамовичем Манькиным. Основные участники работы — кадровые сотрудники ВЭИ, посвятившие проблеме стойкости трансформаторов при КЗ всю свою рабочую биографию. Это и основные авторы статей сборника Е.И. Левицкая, В.П. Зенова, А.Н. Панибратец, А.А. Дробышевский, В.Н. Елагин, и другие сотрудники, до сих пор работающие в ВЭИ — О.Г. Коробов, Л.Г. Петрова, А.А. Сакович, Л.М. Фомина. В работах по стойкости трансформаторов при КЗ и связанных с этой проблемой работах в разное время участвовали Л.И. Мильман, Ю.А. Цимберов, В.М. Шатохин, М.П. Савельев, Г.В. Игонин, А.Б. Васильев, Л.В. Попова (Агеева), В.В. Карасев, Л.М. Копылова, Н.Н. Хубларов, Л.В. Лейтес, Л.П. Кубарев, С.С. Орлов, Н.С. Жуков, О.Н. Вылеток, Е.А. Попов. Можно перечислять десятки фамилий сотрудников ВЭИ, которые разрабатывали теорию, методы и алгоритмы расчета, составляли, отлаживали программы, выполняли многочисленные расчеты и внедряли программы на заводах, придумывали, сооружали, пускали в действие стенды и электромагнитные устройства, подготавливали к

испытаниям модели и трансформаторы, проводили испытания на стендах ВЭИ, НИЦ ВВА, МИС г. Тольятти, составляли государственные стандарты и нормативные документы, внедряли методики расчета ВЭИ на заводах, участвовали в разборе аварий трансформаторов в межведомственных комиссиях, параллельно с основной работой писали и защищали диссертации... Некоторых уже нет с нами, вечная им память и благодарность за их труд. Многие работают или работали в других организациях, используя богатый опыт, приобретенный в ВЭИ. В коллективе сотрудников ВЭИ, работающих над проблемой стойкости трансформаторов при КЗ, всегда царила творческая атмосфера, долгие годы мы не только работали с энтузиазмом, но и жили большой дружной семьей. Представляется, что выход в свет сборника статей (с фотографиями авторов в конце книги) доставит радость всем участникам без преувеличения огромной и полезной проделанной работы.

Публикация сборника статей — результат поддержки этой идеи генеральным директором ВЭИ Виктором Дмитриевичем Ковалевым. Особенно большой вклад в организацию работы, в работу над рядом статей сборника внес Анатолий Николаевич Панибратец, сам активный участник всех работ ВЭИ и автор многих статей.

Большую и полезную работу по редактированию и оформлению книги в издательстве «ЗНАК» проделали Леонид Самуилович Слуцкий и Игорь Исаевич Шильштейн, которым авторы книги выражают искреннюю благодарность.

А.И. Лурье

Электродинамическая стойкость трансформаторов при коротких замыканиях

Лурье А.И.

1. Введение. Общие замечания, требования к стойкости трансформаторов при коротких замыканиях

При эксплуатации трансформаторов возникают режимы, сопровождающиеся существенным увеличением тока в обмотках: короткие замыкания (КЗ), единичные и многократные перегрузки, включение в сеть и др. Большие токи приводят к возникновению больших электродинамических сил и нагреву обмоток.

Особо опасны в этом смысле короткие замыкания, хотя в ряде случаев больших значений могут достигать и токи включения. Силовые трансформаторы должны быть спроектированы и изготовлены так [1], чтобы выдерживать без повреждений при внешних коротких замыканиях на любом регулировочном ответвлении обмоток, соответствующих режимам работы трансформатора, как электродинамические (механические), так и термические воздействия при нормированном токе КЗ. Внешние КЗ могут быть трехфазными, двухфазными, двухфазными на землю, однофазными.

Стойкость трансформаторов при КЗ включает в себя:

электродинамическую стойкость при КЗ (стойкость к действию электродинамических сил);

термическую стойкость при КЗ (стойкость к кратковременному повышению температуры обмоток).

Стойкость при КЗ обеспечивается расчетами, проверяется и подтверждается испытаниями. Как правило, если это не оговорено специально, расчеты и испытания должны соответствовать наиболее опасному внешнему КЗ на вводах трансформатора (обычно — это трехфазные КЗ, хотя могут быть и другие, например, однофазные в мощных энергосистемах, несинхронные включению генераторов в сеть и т.д.).

Кроме внешних КЗ, возможны и внутренние КЗ, т.е. замыкания обмоток на корпус, межвитковые замыкания и др., при которых возникают особо большие воздействия, часто существенно большие, чем при внешних КЗ. Внутренние КЗ могут возникать из-за дефектов обмоточного провода, некачественного изготовления и сборки обмоток, из-за плохого состояния изоляции, увлажнения масла и т.д. Внутреннее КЗ обычно является «нерасчетным» случаем, отсутствие внутренних КЗ должно быть обеспечено изготовителем трансформатора и правильной его эксплуатацией.

Считается, кроме того, что в эксплуатации должны быть исключены КЗ между сторонами трансформатора, например, между сторонами ВН и СН.

Внешнее КЗ является аварийным переходным режимом. Степень тяжести КЗ для трансформатора случайна, она зависит от многих условий: мощности сети в месте установки трансформатора, повышения напряжения сети, момента времени КЗ, положения переключателя ответвлений обмотки, предшествовавшего КЗ режиму работы, вида КЗ, удаленности КЗ от трансформатора, температуры и т.д. Как правило, большинство трансформаторов либо вообще не подвергаются наиболее опасным КЗ, либо подвергаются им чрезвычайно редко. Например, только менее 10% всех КЗ бывают трехфазными, а остальные — однофазные, как правило, менее опасные из-за меньшей величины тока. Однако для обеспечения надежной эксплуатации трансформаторов необходимо рассматривать наиболее неблагоприятное или какое-то рациональное сочетание всех влияющих факторов. Именно на таком принципе построены отечественные стандарты, например (ГОСТ 11677-85 «Транс-

Таблица 1

Требование	ГОСТ 11677 и 20243	МЭК 60076-5	Примечание
Выбор испытаний или расчетного обоснования	Испытания имеют приоритет	По требованию заказчика	Требование ГОСТов жестче (расчет только при согласии основного потребителя)
Число опытов КЗ	5 (в порядке исключения 3 из 5 с уменьшенной аперийодической составляющей для трансформаторов более 125 МВ·А)	3	Требование ГОСТов жестче (5, а не 3 опыта)
Выбор режимов испытаний	Наиболее тяжелые по расчету	На крайних отпайках	Требование ГОСТов жестче (силы на крайних отпайках по МЭК могут быть меньше, чем на промежуточных)
Диапазон отношений мощностей трансформатора к мощности прототипа	0,5–1,0	0,3–1,3	Требование ГОСТов жестче (испытанный прототип не может быть меньше мощности, чем трансформатор)
Периодические испытания	Есть	Нет	Требование ГОСТов жестче
Вывод	Все рассмотренные требования в ГОСТах жестче, чем в МЭК 60076-5		

форматоры силовые. Общие технические условия», раздел 3.3 [1]). Нормы отечественных стандартов часто более строгие, чем международные нормы. Например, это относится к стандарту МЭК (публикация МЭК 60076-5). Это видно из табл. 1, в которой сопоставлены требования МЭК и стандартов РФ по испытаниям трансформаторов на стойкость при КЗ.

Более жесткие требования отечественных стандартов обоснованы рядом особенностей развития и состояния отечественного трансформаторостроения.

Близкими и аналогично решаемыми являются для трансформаторов вопросы стойкости при бросках нагрузки (как правило, многократных), при бросках намагничивающего тока.

Электромагнитная сила, действующая на проводник с током (как элемент обмотки или отвода), пропорциональна как этому току, так и величине

магнитного поля. А магнитное поле обмоток (поле рассеяния) в свою очередь создается этим же током. Таким образом, электромагнитная сила пропорциональна квадрату тока КЗ, чем объясняется опасность для трансформатора больших токов при КЗ и необходимость точного их расчета.

Основными этапами расчета стойкости трансформатора при КЗ являются:

- расчеты тока КЗ;
- расчеты магнитного поля;
- определение электродинамических сил, действующих в обмотках, витках (осевых, радиальных, тангенциальных);
- нахождение распределения механических напряжений и деформаций под действием этих сил;
- решение задач прочности и устойчивости обмоток, их элементов, то есть определение допускаемых

воздействий (применение критериев стойкости).

Если первые три задачи находятся в области электротехники, электродинамики, электромеханики, то две последние — характерны для задач в области сопротивления материалов и строительной механики.

Отдельной задачей, имеющей важное значение для обеспечения стойкости трансформаторов при КЗ, являются испытания на стойкость при КЗ.

Стоит отметить, что большой опыт разбора и анализа причин аварий трансформаторов в эксплуатации показал, что почти все аварийные трансформаторы (и не только по причине внешних КЗ) имеют сильные механические разрушения обмоток, узлов конструкции и магнитопровода, бака. Эти разрушения вызваны электродинамическими силами из-за внутренних, а не внешних КЗ. Они часто бывают вторичными, следуют за нарушением витковой изоляции, электрическим пробоем изоляции, дуговыми замыканиями и т.д. Для того, чтобы выявить действительную первопричину аварии, а это бывает самым важным для разработки рекомендаций по устранению дефектов конструкции и недостатков в эксплуатации, специалистам по трансформаторам необходимо знать основные вопросы электродинамической стойкости трансформаторов при КЗ.

Проблема стойкости трансформаторов при КЗ, каждый ее раздел имеет большое число аспектов, многие из которых еще до конца не исследованы. Все это невозможно изложить даже в кратком виде, поэтому приходится отсылать читателя к обширной специальной литературе [1–30] и библиографии в конце сборника.

На каждом этапе своего развития проблема стойкости при КЗ в отечественном и мировом трансформаторостроении имела свои особенности, состояние этой проблемы в начале текущего века отражено, например, в [31].

2. Ток КЗ, напряжение КЗ

Расчет электродинамической стойкости при КЗ начинается с расчета то-

ка КЗ в установившемся, а затем в переходном режиме КЗ.

Для двухобмоточных режимов однофазных трансформаторов, включенных между фазой и нейтралью, наибольший установившийся ток КЗ отщвления $I_{к.отв}$ рассчитывается по формуле

$$I_{к.отв} = \frac{U_{ном.отв}}{z_{т.отв} + z_c}, \quad (1)$$

где $U_{ном.отв}$ — номинальное напряжения отщвления (фазное); $z_{т.отв}$ — сопротивление КЗ, отнесенное к рассматриваемой обмотке и отщвлению; z_c — сопротивление КЗ сети.

Для трехфазных трансформаторов наибольший установившийся линейный ток короткого замыкания отщвления

$$I_{к.отв} = \frac{U_{ном.отв}}{\sqrt{3}(z_{т.отв} + z_c)}, \quad (2)$$

где $U_{ном.отв}$ — номинальное напряжения отщвления (линейное).

Входящее в формулы сопротивление КЗ трансформатора

$$z_{т.отв} = \frac{u_{к.отв} U_{ном.отв}^2}{100 S_{ном}}, \quad (3)$$

где $u_{к.отв}$ — расчетное значение напряжения короткого замыкания отщвления в %; $U_{ном.отв}$ — номинальное напряжение отщвления (линейное); $S_{ном}$ — номинальная мощность трансформатора на основном отщвлении.

Сопротивление КЗ сети z_c определяется по формуле

$$z_c = U_{с.ном}^2 / S_c, \quad (4)$$

где $U_{с.ном}$ — номинальное линейное напряжение сети; S_c — мощность трехфазного КЗ сети — условная расчетная величина, равная произведению тока короткого замыкания в сети на номинальное напряжение сети $U_{с.ном}$ и $\sqrt{3}$. Она тем больше, чем больше номинальное линейное напряжение сети $U_{с.ном}$, и определяется по нормам стандарта в зависимости от номинального напряжения сети (табл. 2).

Таблица 2

Номинальное напряжение сети, кВ	Мощность трехфазного короткого замыкания сети S_c , МВ·А	
	Для трансформаторов классов напряжения ниже 110 кВ	Для трансформаторов классов напряжения 110 кВ и выше и трансформаторов собственных нужд электростанций
до 10	500	2000
от 10 до 35 включительно	2500	5000
110	—	15000
150	—	20000
220	—	25000
330	—	35000
500	—	50000
750	—	75000
1150	—	80000

Для трехобмоточных автотрансформаторов для третичных обмоток нормируемая мощность КЗ сети S_c равняется 600–2000 МВ·А.

Для трансформаторов мощностью менее 1 МВ·А и трансформаторов собственных нужд электростанций сопротивление КЗ сети z_c принимается равным нулю, то есть расчет ведется для сети бесконечной мощности.

В стандарте ГОСТ 11677-85 [1] и в других нормативных документах (стандартах и технических условиях на отдельные серии и типы трансформаторов) содержится ряд уточнений по расчету тока КЗ в частных случаях. Кроме того, по согласованию между изготовителем и потребителем трансформатора допускается принимать измененные мощности КЗ сети, привязанные к конкретной точке установки трансформатора.

Для трехобмоточных трансформаторов расчет тока КЗ в двухобмоточ-

ных режимах проводится как описано выше, а в трехобмоточных режимах — по трехлучевой схеме замещения или по системе уравнений с учетом требований табл. 2. При этом учитываются сопротивления сети, подключенные к каждой обмотке.

В трехобмоточных трансформаторах при КЗ средней по расположению обмотки расчет дает нереально большие токи КЗ, которых никогда не бывает в распределительных сетях. Так как трехобмоточные трансформаторы используются, как правило, именно в распределительных сетях, стандарт определяет возможность снижения кратности тока КЗ в соответствии с табл. 3.

Для многообмоточных трансформаторов в многообмоточных режимах необходимо решать систему уравнений либо использовать расчеты на ЭВМ, например, по программе РАСТОК, разработанной в ВИТ [26].

Таблица 3

Класс напряжения обмотки ВН трансформатора, кВ	Предельная кратность наибольшего установившегося тока КЗ		
	в обмотке, ближайшей к стержню магнитной системы	в средней обмотке по расположению на стержне	в обмотке ВН
35	—	12,0	—
110	10,0	14,0	9,5
150	10,0	14,0	9,5
220	10,0	15,0	8,0

Как видно из формул (1)–(2), основной влияющий параметр, от которого в большей степени зависит ток КЗ, — это сопротивление КЗ трансформатора $z_{т.отв}$ и его напряжение КЗ $u_{к.отв}$.

Напряжение КЗ двухобмоточного трансформатора или двухобмоточно-го режима многообмоточного трансформатора $u_{к\%}$ — это напряжение в процентах к номинальному, которое следует подвести к одной обмотке при замкнутой другой, чтобы в обмотках установились номинальные токи. Напряжение КЗ $u_{к\%}$ — это сопротивление КЗ трансформатора в процентах к базовому сопротивлению трансформатора $z_{баз} = U_{ном} / I_{ном}$. Величина $u_{к\%}$ может быть определена из опыта КЗ при пониженном напряжении. Опытные или расчетные величины являются исходными данными для расчетов сложных режимов КЗ трансформаторов — трехобмоточных, многообмоточных и с отпайками для регулирования напряжения.

Напряжение КЗ, как один из основных параметров трансформатора, определяет внешнюю характеристику трансформатора, потери активной и реактивной мощности и влияет на устойчивость системы. Напряжение КЗ очень важно для обеспечения правильного распределения мощности параллельно работающих трансформаторов. Требования к напряжению КЗ противоречивы: для повыше-

ния стойкости при КЗ и снижения токов КЗ в системах предпочтительно его увеличение, а с точки зрения экономии реактивной мощности, снижения падения напряжения в сети при нагрузке и др. — уменьшение.

Поэтому для трансформаторов, как правило, установлены нормированные напряжения короткого замыкания, различные для каждой группы трансформаторов и соответствующие опыту производства и эксплуатации, в соответствии с компромиссом между изготовителем и потребителем трансформаторов.

На рис. 1 даны некоторые сведения о напряжении КЗ отечественных силовых трансформаторов общего назначения. Как видно, имеется тенденция увеличения $u_{к\%}$ с возрастанием мощности трансформатора и его класса напряжения. И эта тенденция определяется не только тем, что более мощные трансформаторы имеют и более высокие номинальные напряжения, а, значит, и большие изоляционные расстояния между обмотками (а оно, главным образом, и определяет напряжение КЗ), но и желанием увеличить $u_{к\%}$ для повышения электродинамической стойкости трансформатора при КЗ.

Для сухих трансформаторов величина $u_{к\%}$ больше, чем у масляных той же мощности из-за больших, чем в масле, изоляционных расстояний в воздухе. Трансформаторы специально-

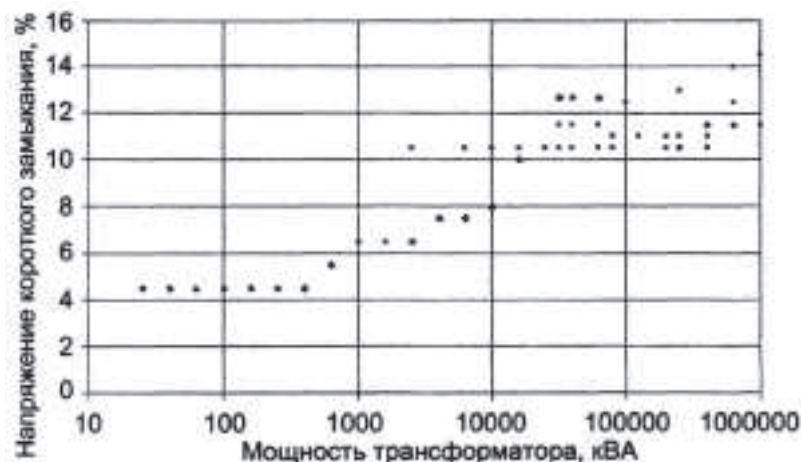


Рис. 1. Напряжение короткого замыкания трансформаторов различной мощности (по паспортным данным)

го назначения, питающиеся от сетей с ограниченной мощностью (шахтные, металлургические и др.) часто имеют сниженное значение $u_k\%$. Трехобмоточные трансформаторы имеют увеличенные значения парных $u_k\%$ удаленных друг от друга обмоток, то есть внешних и расположенных на стержне. Для автотрансформаторов, как правило, значения $u_k\%$ существенно ниже по сравнению с трансформаторами той же мощности.

Из формулы (3) видно, что напряжение КЗ, так же как и сопротивление короткого замыкания $z_{т.отв} = z_k$, является комплексной величиной, состоящей из активной составляющей (u_a) и реактивной (индуктивной) составляющей (u_p). Если в формулу (3) подставить вместо $u_{к.отв}$ величину u_a , то получится активное сопротивление КЗ R_k . Это сопротивление можно определить по потерям КЗ P_k в опыте КЗ при номинальном токе I_n

$$R_k = P_k / I_n^2. \quad (5)$$

Потери короткого замыкания трансформатора состоят из основных и добавочных потерь, соответственно $R_k = R_{осн} + R_{доб} = R_{осн}(1 + K_{доб})$, где $K_{доб}$ — коэффициент добавочных потерь.

Если в формулу (3) подставить вместо $u_{к.отв}$ величину u_p , то получится индуктивное сопротивление КЗ $x_k = \omega L_k$, где L_k — индуктивность КЗ трансформатора, которую можно определить из опыта КЗ или расчетом.

Расчет индуктивности КЗ L_k для пары обмоток проводится по формуле

$$L_k = \mu_0 w^2 \pi d_{12} a_p K_p / l, \quad (6)$$

где μ_0 — магнитная постоянная $\mu_0 = 0,4\pi 10^{-6}$; w — число витков обмотки; d_{12} и l — средний диаметр канала рассеяния и средняя высота обмоток; a_p — приведенный канал рассеяния; K_p — коэффициент Роговского.

Приведенный канал рассеяния a_p рассчитывается по формуле

$$a_p = a_{12} + (a_1 + a_2) / 3 \quad (7)$$

или более точно:

$$a_p = a_{12} + D_1 a_1 / 3d_{12} + D_2 a_2 / 3d_{12}, \quad (8)$$

где a_1, a_2, D_1 и D_2 — радиальный размер (толщина) обмоток и их средний диаметр; a_{12} — расстояние между обмотками (канал рассеяния).

Входящий в (6) коэффициент Роговского K_p может быть рассчитан по одной из следующих формул:

$$K_p = 1 - \tau / \pi l; \quad (9)$$

$$K_p = 1 - e^{-\tau / \pi l}; \quad (10)$$

$$K_p = 2 \operatorname{arctg}(2l / \tau) / \pi = 1 - 2 \operatorname{arctg}(\tau / 2l) / \pi, \quad (11)$$

где $\tau = a_1 + a_2 + a_{12}$.

Первая формула дает малую погрешность при $\tau / 2l < 0,8$, т.е. годится для большинства силовых трансформаторов, последние — при $\tau / 2l < \pi$, т.е. для трансформаторов с особым соотношением размеров сечения обмоток.

В сложных случаях формы сечения обмоток и их взаимного положения применяют более сложные методы (например, уже упомянутую программу РАСТОК).

Короткое замыкание трансформатора есть переходный процесс в сети, связанный не только с электромагнитными процессами в трансформаторе, но и в генераторах, линиях передачи, потребителях электроэнергии. При расчетах тока КЗ трансформатора обычно вводят допущения. В частности, сеть заменяют последовательно соединенными синусоидальной ЭДС, индуктивностью и сопротивлением. При этом считают, что отношение индуктивности сети к ее сопротивлению (постоянная времени затухания апериодической составляющей тока КЗ τ_k) — такая же, как у трансформатора. С учетом этого при подключении закороченного трансформатора к напряжению сети

$$u(t) = U_{с.ном} \sqrt{2} \sin(\omega t + \psi), \quad (12)$$

ток КЗ равен

$$i(t) = I \sqrt{2} \sin(\omega t + \psi - \varphi_k) + I \sqrt{2} \sin(\psi - \varphi_k) e^{-t / \tau_k}, \quad (13)$$

где I — установившееся значение тока КЗ сети, $I = I_{\text{к.отв}}$; ψ — фаза напряжения, соответствующая моменту времени включения на КЗ, $\varphi_{\text{к}} = \text{arctg}(u_{\text{р}}/u_{\text{а}})$ — угол сдвига между током и напряжением в установившемся режиме КЗ, $\tau_{\text{к}} = \frac{u_{\text{р}}}{\omega_0 u_{\text{а}}}$ — постоянная времени апериодической составляющей тока КЗ, $u_{\text{р}}$ и $u_{\text{а}}$ — индуктивная и активная составляющие напряжения КЗ трансформатора; $\omega = 2\pi f$ — круговая частота, f — частота сети.

Кривая тока КЗ показана на рис. 2.

В случае, если фаза включения напряжения ψ равна $\varphi_{\text{к}}$, переходного процесса нет. В других случаях в токе КЗ возникает апериодическая составляющая и броски тока.

Первый бросок тока различный при различных начальных фазах КЗ ψ . Максимальный из всех возможных бросков тока называется ударным током КЗ и обозначается $I_{\text{уд}}$. Именно для этого значения тока КЗ обычно рассчитывается стойкость при КЗ,

поэтому рассмотрим его расчет более подробно.

Ток $i(t, \psi)$ является функцией двух переменных t и ψ . Для определения ударного тока нельзя просто взять производную тока по времени и приравнять ее нулю, как это делается для функции одной переменной [8]. При исследовании функции тока на максимум (экстремум) как функции двух переменных t и ψ приходится составлять и решать систему из двух уравнений $\frac{\partial i}{\partial t} = 0$ и $\frac{\partial i}{\partial \psi} = 0$ с двумя неизвестными $\psi_{\text{уд}}$ и $\omega t_{\text{уд}}$. При решении системы получается $\psi_{\text{уд}} = 0$ или $\psi_{\text{уд}} = \pi$, это значит, что ударный ток возникает при включении на КЗ в момент времени прохождения кривой напряжения через нуль. После подстановки $\psi_{\text{уд}} = 0$ в исходную систему уравнений получается трансцендентное уравнение:

$$\begin{aligned} & \cos(\omega t_{\text{уд}} - \varphi_{\text{к}}) - \\ & - \cos \varphi_{\text{к}} \exp(-\omega t_{\text{уд}} u_{\text{р}} / u_{\text{а}}) = 0. \end{aligned} \quad (14)$$

Точного решения этого уравнения в замкнутом виде (в виде простой и точной формулы) получить нельзя,

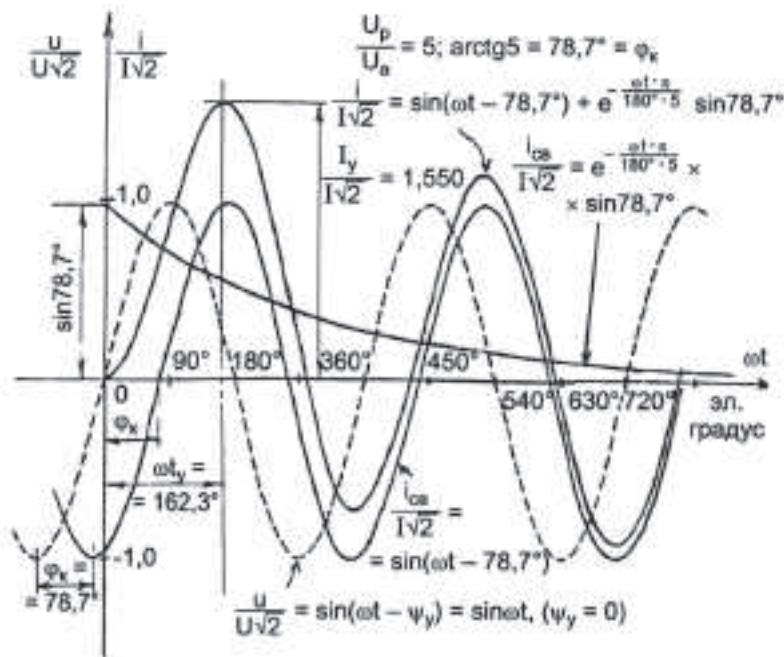


Рис. 2. Кривая тока при внезапном КЗ трансформатора. Фаза включения напряжения — наиболее неблагоприятная при прохождении напряжения через нуль

поэтому определение фазы $\omega t_{уд}$, при которой возникает ударный ток (т.е. определение отрезка времени после включения трансформатора на КЗ при прохождении напряжения через нуль), возможно только при приближенном решении трансцендентного уравнения (например, итерационным способом). Можно воспользоваться также приближенной формулой:

$$\begin{aligned} \omega t_{уд} &\approx \pi / 2 + \varphi_K = \\ &= 90^\circ + \arctg(u_p / u_a). \end{aligned} \quad (15)$$

Ударный ток КЗ в замкнутом виде получить также нельзя, но есть приближенные формулы (для удобства расчетов вводится ударный коэффициент $K_{уд} = I_{уд} / I \sqrt{2}$):

$$\begin{aligned} K_{уд} &= 1 + \sin \varphi_K e^{-(\pi/2 + \varphi_K) / \omega \tau_K} = \\ &= 1 + \sin \varphi_K e^{-(\pi/2 + \varphi_K) / Q_K} = \\ &= 1 + Q_K (1 + Q_K^2 \times \\ &\times e^{-(\pi/2 + \arctg Q_K) / Q_K}); \end{aligned} \quad (16)$$

$$K_{уд} = 1 + e^{-\pi u_p / u_a} = 1 + e^{-\pi / Q_K}. \quad (17)$$

Так как $\varphi_K = \arctg(u_p / u_a)$, то параметры ударного тока зависят от от-

ношения u_p / u_a , называемого добротностью контура КЗ трансформатора $Q_K = \omega \tau_K = u_p / u_a$. На рис. 3 представлены графики добротности и ударного коэффициента силовых трансформаторов в зависимости от их номинальной мощности. Диапазон изменения добротности — от долей единицы до 90. При этом точность формулы (16) не ниже 0,6%. Точность формулы (17) не менее 0,5% только для $Q_K > 8$, для других случаев она может дать погрешность до 2,5%, т.е. ее следует применять для относительно мощных трансформаторов.

Даваемое в учебниках значение угла включения напряжения, при котором возникает максимальный ударный ток $\psi_{уд} = \pi / 2 + \varphi_K$ вместо правильного $\psi_{уд} = 0$ или $\psi_{уд} = \pi$, и угла появления этого ударного тока $\omega t_{уд} \approx \pi$ вместо правильного $\omega t_{уд} \approx \pi / 2 + \varphi_K$ приводит к ошибке до 50° [8].

При практических расчетах ударного тока КЗ пользуются таблицей стандарта ГОСТ 11677-85 (левая часть табл. 4).

Иногда, в ответственных случаях, при расчете мощных трансформаторов принимается не условный удар-

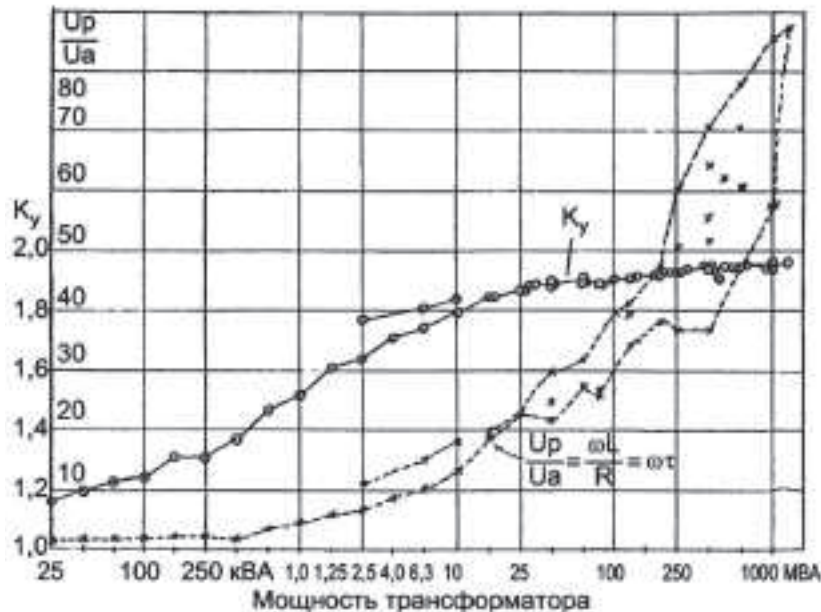


Рис. 3. Ударный коэффициент тока КЗ трансформаторов и добротность контура КЗ u_p / u_a в зависимости от мощности трансформатора (по данным [29])

Таблица 4

$u_p / u_a = Q_k$	1	1,5	2	3	4	5	6	8	10	14 и более	20	30	50	100
$K_{уд} \sqrt{2}$	1,51	1,64	1,76	1,95	2,09	2,19	2,28	2,38	2,46	2,55	2,62	2,69	2,74	2,78

ный коэффициент, ограниченный величиной 1,8, а естественный, более высокий ударный коэффициент (правая часть табл. 4).

В последней редакции стандарта МЭК-76-5-2000 для трансформаторов мощностью более 100 МВ·А нормируется $K_{уд} = 1,9$, $K_{уд} \sqrt{2} = 2,69$, по-видимому, в обозримом будущем это же уточнение должно коснуться и отечественного нормирования расчетов стойкости трансформаторов при КЗ.

Это значит, что новый увеличенный расчетный ударный ток $I'_{уд}$ будет больше в $\alpha = 1,9/1,8 = 1,0556$ раза, т.е. электродинамические силы возрастут в $(1,9/1,8)^2 = 1,114$ раза, т.е. на 11,4%. Это значит, что при определенных условиях в трансформатор придется вкладывать заметные дополнительные материалы (медь, сталь).

Есть и другой аспект. Несложные расчеты показывают, что если, например, уже изготовленный по «старым» нормам мощный трансформатор 220 кВ с $S_H = 250$ МВ·А, $u_k = 0,1$ и $S_C = 25$ ГВ·А рассчитать на новый ударный коэффициент $K_{уд} = 1,9$, то получится, что этот трансформатор будет соответствовать существенно меньшей мощности КЗ сети $S'_C = \frac{S_C S_H}{S_H \alpha + (\alpha - 1) S_C u_k} = 15,52$ ГВ·А (вместо «старых» 25 ГВ·А).

Таким образом, изменение нормируемого $K_{уд}$ с 1,8 до 1,9 практически приводит к довольно заметному увеличению требований в части стойкости при КЗ мощных трансформаторов (увеличению расчетных сил примерно на 10%).

Проделанный в последние годы анализ электромагнитных процессов в трансформаторах при КЗ [9] показал, что наличие в трансформаторе добавочных потерь, кроме тех общеизвестных неприятностей, которые они доставляют (например, увеличе-

ние общих потерь КЗ, возникновение местных перегревов), влечет за собой еще и увеличение ударного тока КЗ, т.е. снижение электродинамической стойкости при КЗ.

Обычно в трансформаторах мощностью до 10 МВ·А добавочные потери составляют около 10% ($K_{доб} = 0,1$), однако есть случаи, когда они достигают и 15–20%. Для вновь разрабатываемых мощных трансформаторов добавочные потери могут достигать 25 ÷ 40%. Однако еще несколько лет тому назад, когда были трудности с применением транспонированных проводов, имеющих мелкие элементарные провода, нередко были случаи, когда выпускались трансформаторы и автотрансформаторы с добавочными потерями 50%, а в отдельных обмотках и более высокими.

Дело в том, что ток КЗ в переходном режиме содержит аperiodическую медленно изменяющуюся составляющую, почти постоянную во времени. А вихревые токи возникают только в переменном магнитном поле. Второе соображение связано с анализом сдвига по фазе между собой «основного» тока в индуктивности высокой добротности Q_k и вихревого тока или циркулирующего тока в контуре очень низкой добротности $Q_{доб}$. Можно считать, что для не очень мощных силовых трансформаторов, у которых обмотки выполнены из проводов не очень крупного сечения, но в которых есть добавочные потери в обмотках и от осевого, и от радиального поля, однако потери в крупных деталях и стенке бака невелики, добротность $Q_{доб}$ составляет 0,05 ÷ 0,2. В мощных трансформаторах, где имеются существенные потери и в стенке бака, и в параллельных ветвях обмоток из-за несовершенства транспозиций, добротность $Q_{доб}$ равна 0,1–2. Как было ранее показано,

для трансформаторов добротность Q_k гораздо больше, она достигает значения 90. В контурах с низкой добротностью ток (вихревой ток) имеет почти ту же фазу, что и напряжение, т.е. ЭДС, его вызывающая, наведенная магнитным полем «основного» тока. Но в максимуме тока его производная равна нулю, т.е. ЭДС, вызывающая вихревые токи, в этот момент времени равна нулю. Следовательно, в максимуме переменной составляющей тока КЗ вихревой ток «не участвует». В итоге получается, что и апериодическая, и периодическая составляющие тока в максимуме тока КЗ не испытывают влияния вихревых токов. Этим объясняется независимость ударного тока КЗ от наличия добавочных потерь КЗ.

В [9] рассмотрена усовершенствованная схема замещения для расчета ударного тока КЗ с дополнительным низкодобротным контуром. Описана методика расчета, а также проделан всесторонний анализ влияния параметров трансформатора на ударный ток КЗ с учетом добавочных потерь КЗ от вихревых и циркулирующих токов. Поправки могут составлять несколько процентов.

Для упрощенной оценки влияния вихревых и циркулирующих токов с некоторым запасом рекомендуется проводить расчет ударного тока не по активному сопротивлению КЗ трансформатора, как это делается сейчас, а по электрическому (омическому) сопротивлению. Уточнение ударного коэффициента важно не только для теории, но и для расчета электродинамических сил КЗ, зависящих от квадрата тока КЗ.

Следует указать, что при расчете ударного коэффициента условно полагают, что перед КЗ трансформатор работал в режиме холостого хода, считая, что ток нагрузки трансформатора существенно меньше тока КЗ. Более точная оценка показывает, что предшествующий КЗ режим практически не влияет на ударный коэффициент только в случае, если нагрузка трансформатора была близкой к чисто активной. При предшествующей КЗ чисто реактивной нагрузке номи-

нальным током точный расчет дает вместо формулы (17) формулу с поправкой:

$$K_{уд.реакт} = (1 \pm u_k\% / 100) + e^{-\pi u_p / u_a} = (1 \pm u_k\% / 100) + e^{-\pi / Q_k}, \quad (17a)$$

где знак плюс соответствует предшествующей КЗ емкостной нагрузке, а знак минус — индуктивной.

Изложенная выше теория ударного тока КЗ более точная, чем это приводится во всех учебниках и специальной литературе. Более подробно об этом изложено в [8, 9].

3. Электромагнитные силы

После расчета токов КЗ необходимо определить электродинамические (электромагнитные) силы. Такие силы возникают между витками обмоток, катушками, отводами при протекании по ним тока КЗ. Эти силы действуют на ферромагнитные элементы конструкции (силы притяжения) и на массивные проводящие (металлические) элементы конструкции (силы отталкивания), находящиеся в магнитном поле обмоток с током КЗ.

При расчетах электромагнитных сил применяются несколько электромагнитных принципов, главный из которых основан на законе Био-Савара (сила есть векторное произведение тока и магнитной индукции) в дифференциальной и интегральной форме:

$$d\mathbf{F} = [\mathbf{J} \times \mathbf{b}] dV; \quad (18)$$

$$\mathbf{F} = \int_V [\mathbf{J} \times \mathbf{B}] dV, \quad (19)$$

где \mathbf{F} и $d\mathbf{F}$ — вектор электромагнитной силы и ее дифференциальный элемент; \mathbf{J} — вектор плотности тока; \mathbf{B} — вектор магнитной индукции; V и dV — объем и его дифференциальный элемент.

Как видно, электромагнитная сила определяется векторным произведением тока (плотности тока) и магнитного потока (магнитной индукции).

Второй принцип — энергетический, он следует из теоремы Лагранжа. Для определения силы в направлении l следует продифференцировать магнитную энергию по этому направлению

$$F_l = dW / dl. \quad (20)$$

Большинство расчетов электромагнитных сил или давлений в сложных системах можно свести к расчетам более простых элементов.

1. Сила F , действующая на прямолинейный проводник с током I , имеющим длину l и находящимся в магнитном поле, перпендикулярном проводнику, с индукцией B , равна $F = IBl$. В этой формуле все величины — скаляры. В этом частном и очень важном случае направление силы определяют по известному правилу левой руки. Такое правило можно сформулировать так: если вытянутые пальцы левой руки направить по току

в проводнике, ладонь ориентировать так, чтобы вектор индукции входил в тыльную часть ладони, то перпендикулярно отставленный большой палец будет указывать направление электромагнитной силы, действующий на проводник (рис. 4,а).

2. Сила, действующая между двумя параллельными проводами с током I_1 и I_2 , равна

$$F = L_K = \mu_0 I_1 I_2 l / 2\pi a, \quad (21)$$

где $\mu_0 = 0,4\pi 10^{-6}$ — магнитная постоянная, магнитная проницаемость вакуума, Вс/Ам; l — длина провода; a — расстояние между проводами.

Провода с однонаправленными токами притягиваются, с разнонаправленными токами — отталкиваются.

3. Рассмотрим давление силы, действующей на настил тока в полупространстве (массивный электро-

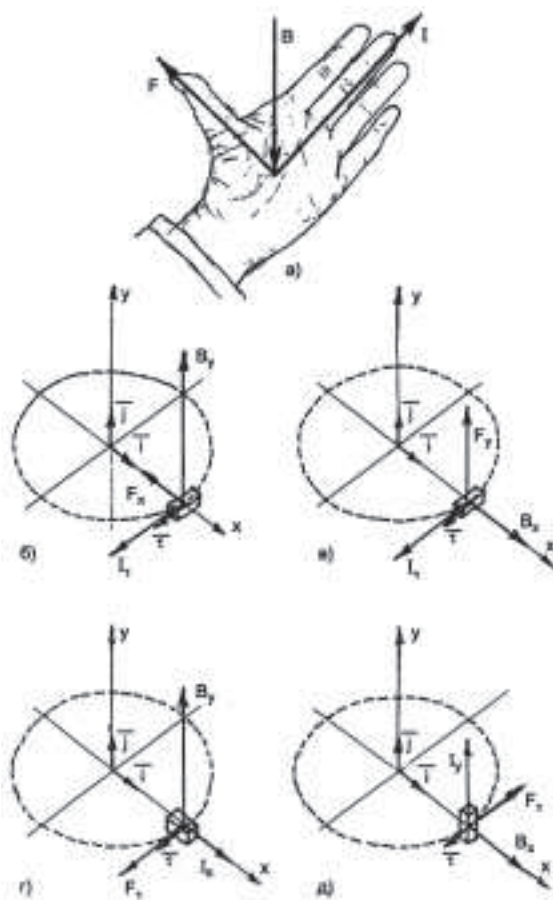


Рис. 4. Правило левой руки для определения направления действия электромагнитной силы (а). Осевые силы (б), радиальные (в) и тангенциальные (г, д) в обмотке при КЗ

магнитный экран, т.е. массивный лист меди или алюминия; термин «массивный» обозначает, что толщина листа более глубины проникновения электромагнитного поля для проводящего материала). В этом случае на поверхности экрана нормальная составляющая индукции отсутствует, а есть только тангенциальная составляющая индукции B :

$$F / S = B^2 / 2\mu_0. \quad (22)$$

Это давление направлено от поля, то есть электромагнитная сила выталкивает экран из поля.

В частном случае, если настил тока — это обмотка или тонкий электромагнитный экран, на двух поверхностях которого имеется тангенциальная составляющая индукции B_1 и B_2 ,

$$F / S = (B_1^2 - B_2^2) / 2\mu_0. \quad (23)$$

В этом случае сила (и давление) направлена в сторону меньшей индукции, то есть электромагнитная сила выталкивает экран из более сильного поля.

Можно представить себе двухобмоточный трансформатор, как две концентрические трубы. Одна труба — обмотка НН, другая — ВН, длина двойной трубы соответствует длине канала рассеяния — высоте обмоток. В кольцевой канал между трубами подается газ или жидкость под давлением. При осевой составляющей магнитной индукции в канале рассеяния в номинальном режиме 0,3 Тл (что соответствует мощным трансформаторам), индукция при КЗ будет на порядок больше, ориентировочно 3 Тл. Эта индукция для обмоток, которые можно в некотором смысле также рассматривать, как «массивные экраны» (так как эпюра индукции представляет собой «домик», на внешних поверхностях обмоток индукция почти равна нулю), и есть тангенциальная составляющая индукции. Давление на внутренние поверхности (стенки) канала «двойной трубы»:

$$3^2 / (2 \cdot 0,4\pi 10^{-6}) = 3,58 \text{ МПа} = 36,5 \text{ атм.}$$

Для внутренней обмотки НН — внутренней трубы — радиальная сила

сжимающая, для ВН — внешней трубы — растягивающая. Поверхность обмотки в канале мощного трансформатора может составлять десятки квадратных метров, а суммарная радиальная сила на каждую обмотку может достигать 1000 тонн!

4. Давление электромагнитной силы, действующей на ферромагнитный экран, находящийся в поле нормальной индукции (перпендикулярной к поверхности)

$$F / S = \mu / (\mu - 1) B^2 / 2\mu_0, \quad (24)$$

где μ — магнитная проницаемость массивного экрана.

Эта сила направлена в сторону поля, она втягивает ферромагнетик в поле. По 3-му закону Ньютона этой силе должна быть ей противодействующая. Этой противодействующей силой является электромагнитная сила, которая действует на обмотки и проводники с током, создающими магнитное поле.

Формула (24) справедлива для идеализированного линейного магнитного материала, у которого можно принять $\mu = \text{const}$.

5. Для ненасыщенной стали величина μ весьма велика, на поверхности стали существует только одна составляющая индукции B — нормальная к ее поверхности, формула для силы F притяжения на единицу поверхности S , т.е. магнитного давления:

$$F / S = B^2 / 2\mu_0. \quad (25)$$

Формулу для ненасыщенной стали (т.н. формулу «притяжения магнита») можно применять при индукции B , меньшей индукции насыщения B_s .

Для насыщенной стали при $B > B_s$ можно применять простую, но достаточно точную формулу

$$F / S = (2B_s B - B_s^2) / 2\mu_0. \quad (26)$$

Другие случаи расчета сил, действующих на сталь, в том числе когда на поверхности стали может быть и нормальная B , и тангенциальная B_t составляющие индукции, при расчете трансформаторов встречаются редко,

они изложены в специальной литературе.

Полезно помнить общее правило, что индукция 1 Тл создает давление около 0,4 МПа, т.е. давление примерно в 4 атмосферы. Это, естественно, следует из приведенных формул:

$$1^2 / (2 \cdot 0,4\pi \cdot 10^{-6}) = 0,398 \text{ МПа} = 4,06 \text{ атм.}$$

Если магнитная индукция 1 Тл — нормальная индукция на поверхности ненасыщенной стали, то давление 4 атм — давление притяжения стали в сторону магнитного поля.

Если 1 Тл — тангенциальная (касательная) индукция на поверхности массивного проводника, то давление 4 атм — давление выталкивания проводника из переменного магнитного поля (в постоянном во времени магнитном поле вихревые токи не возникают, а именно они и создают силы отталкивания).

Естественно, если величина индукции отличается от 1 Тл, то давление притяжения или отталкивания пропорционально квадрату индукции.

6. В общем случае можно рассматривать, что ток провода, витка, катушки, обмотки, а также магнитная индукция расположены произвольно. В этом случае можно говорить о пространственном, т.е. трехмерном распределении тока, магнитной индукции и электромагнитных сил. В ряде случаев можно сделать упрощающее допущение о том, что обмотки симметричны относительно оси, это позволяет вместо трехмерной вводить двумерную цилиндрическую систему координат. Для силовых трансформаторов обычно радиальные размеры обмоток меньше их диаметра, это позволяет еще более упростить расчет и решать плоско-параллельную задачу, вводя декартовы координаты с тремя взаимно перпендикулярными осями координат. В этом важном для практических расчетов случае x — радиальное от оси, поперечное направление, единичный вектор \mathbf{i} ; y — осевое, продольное направление, единичный вектор \mathbf{j} ; τ — тангенциальное

к обмотке направление, т.е. направление намотки витков, единичный вектор τ .

В общем случае нужно считать, что и ток \mathbf{I} , и индукция \mathbf{B} , и электромагнитная сила \mathbf{F} — векторы, имеющие составляющие по всем трем направлениям. В таком случае можно записать силу в виде векторного произведения:

$$\mathbf{F} = [\mathbf{I} \times \mathbf{B}] = \begin{vmatrix} \mathbf{i} & \mathbf{j} & \tau \\ I_x & I_y & I_\tau \\ B_x & B_y & B_\tau \end{vmatrix} = \mathbf{i}(I_y B_\tau - I_\tau B_y) + \mathbf{j}(I_\tau B_x - I_x B_\tau) + \tau(I_x B_y - I_y B_x), \quad (27)$$

где величины с индексами — проекции векторов \mathbf{I} (тока) и \mathbf{B} (индукции) на соответствующие оси;

$$F_x = I_y B_\tau - I_\tau B_y \quad (28)$$

— радиальная сила;

$$F_y = I_\tau B_x - I_x B_\tau \quad (29)$$

— осевая сила;

$$F_\tau = I_x B_y - I_y B_x \quad (30)$$

— тангенциальная сила.

Обычно можно пренебречь тангенциальной составляющей магнитного поля B_τ в области обмоток. Это допущение практически всегда приемлемо, так как B_τ намного меньше осевой B_y и радиальной B_x составляющих магнитной индукции.

С учетом допущения $B_\tau = 0$ радиальная сила F_x определяется обычным образом по основному току обмотки I_τ , текущему вдоль окружности, вдоль проводников обмотки, т.е. имеющему тангенциальную составляющую, и осевой индукции B_y (рис. 4, б). Осевая сила определяется по тому же тангенциальному току I_τ и радиальной индукции B_x (рис. 4, в).

Более сложно объяснить возникновение тангенциальной силы F_τ , имеющей две составляющих $I_x B_y$ и $I_y B_x$ (рис. 4, г, д). Тангенциальным силам до последнего времени в расчетах электродинамической стойкости уделялось недостаточно внимания.

Для расчета тангенциальных сил вводится в рассмотрение две услов-

ные составляющие тока. Первая — радиальная составляющая тока I_x , соответствующая, например, току от внутренней поверхности обмотки к внешней, от проводника к проводнику катушки непрерывной обмотки, т.е. току от витка к витку в радиальном направлении. Вторая составляющая тока — осевая I_y . Такая составляющая тока реально существует в переходах между катушками непрерывной обмотки. Условно эта осевая составляющая тока есть и в спиральной обмотке, она определяется током этой обмотки от витка к витку. Реально радиальная и осевая составляющие тока КЗ существуют в отводах обмоток.

4. Магнитное поле

При проведении практических расчетов важно знать характерные особенности магнитного поля трансформаторов для того, чтобы принимать решения о тех или иных изменениях конструкции, выявлять грубые ошибки при расчетах и принимать решения, какие исправления нужно внести в исходные данные расчетов.

Эти знания накапливаются с опытом работы, однако, для ускорения такого процесса весьма полезны приводимые ниже общие соображения. Как показывает практика, полезность таких общих соображений по мере компьютеризации всех расчетов с каждым годом становится все больше.

На рис. 5 показана характерная картина распределения силовых линий магнитного поля двухобмоточного трансформатора. Касательные к силовым линиям дают направления вектора магнитной индукции. Число линий на единицу длины в направлении, перпендикулярном силовым линиям (густота линий), пропорционально модулю вектора индукции B . Проекция вектора индукции B на ось y — это осевая составляющая индукции B_y (иногда она обозначается B_z), проекция на радиальное направление — радиальная составляющая индукции B_x (иногда она обозначается B_r).

Вблизи ферромагнитных поверхностей (сердечник, прессующие кольца, бак с магнитными шунтами,

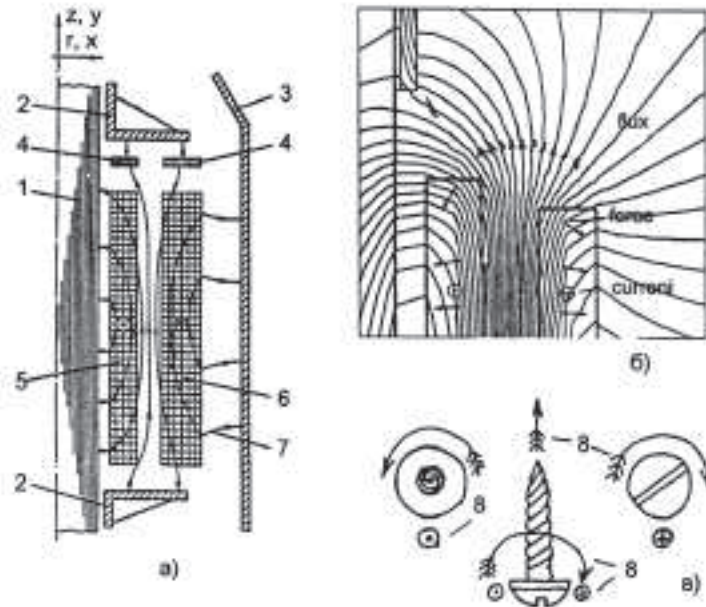


Рис. 5. Сечение обмоток двухобмоточного трансформатора, схематическое изображение магнитного поля — силовых линий (а), фрагмент поля вблизи торцов обмоток (б) и правый винт для определения направления силовых линий (в): 1 — стержень, 2 — прессующие балки, 3 — стенка бака, 4 — прессующие кольца, 5 — внутренняя обмотка (НН), 6 — внешняя обмотка (ВН), 7 — силовые линии магнитного поля, 8 — направление движения винта

прессующие балки) силовые линии перпендикулярны к поверхности, что соответствует граничному условию: имеется только перпендикулярная (нормальная) к границе составляющая магнитной индукции B_n , а касательная (тангенциальная) составляющая индукции равна нулю $B_t = 0$.

Вблизи массивных электромагнитных экранов («толстых» алюминиевых или медных листов, у которых толщина более глубины проникновения поля) силовые линии параллельны поверхности, что соответствует граничному условию $B_n = 0$.

Таким образом, ферромагнитные граничные поверхности как бы «притягивают» к себе силовые линии поля, а экраны — «отталкивают». Вблизи ферромагнитных границ в виде острого угла силовые линии «стягиваются», индукция возрастает. От тупого угла линии «отталкиваются» — индукция уменьшается. Любая силовая линия должна быть замкнута в пределах картины поля в области обмоток (в «окне»), либо вне окна по ферромагнитной границе. Это соответствует непрерывности магнитного потока, то есть отсутствию «начала» и «конца» силовым линиям магнитного поля.

В области, где нет стали и экранов, в том числе в области сечения обмоток, между магнитной индукцией (или ее составляющими) и напряженностью магнитного поля имеют простейшее соотношение $B = \mu_0 H$.

В соответствии с законом полного тока интеграл напряженности по замкнутому контуру равен полному току (ампервиткам), охватываемому этим контуром. Например, сумма магнитных напряжений по силовой линии, проходящей в канале между обмотками (канале рассеяния) и далее по стержню трансформатора, равна ампервиткам ближайшей к стержню обмотки (если сталь не насыщена).

Магнитное поле имеет сложный характер. Оно изменяется во времени, причем в общем случае не синхронно в различных точках. Поле различно в разных сечениях (трехмерно), границы поля имеют сложные очер-

тания, поэтому в настоящее время для расчета поля используются компьютеры и специальные программы расчета. Подробнее о методах расчета поля сказано в специальной литературе.

При решении конкретных задач, например, при расчете стойкости при КЗ, принимают ряд упрощающих допущений:

считают поле синхронно изменяющимся во всех точках;

упрощают форму границ поля (принимают линии стержня, бака, ярем прямолинейными);

для ферромагнитных тел принимают бесконечной их магнитную проницаемость;

для массивных проводящих тел — бесконечной их электрическую проводимость.

В соответствии с характерными соотношениями размеров сечения обмоток трансформаторов (высота обмоток существенно больше их радиальных размеров и расстояний до стержня, ярма и стенки бака, радиальный размер каждой обмотки — один и тот же по высоте обмотки) считают поле плоскопараллельным (вместо объемного или цилиндрического), применяют способ зеркальных отражений от ферромагнитных поверхностей.

На рис. 5 дано сечение обмоток двухобмоточного трансформатора и схематическое изображение магнитного поля — силовых линий. Как видно, максимальное поле сосредоточено в канале рассеяния между обмотками. Анализируя магнитное поле реального трансформатора, прежде всего проводят построение кривой изменения МДС (удельных ампервитков) вдоль радиуса на середине высоты обмоток, которая для двухобмоточного трансформатора имеет вид трапеции с максимумом МДС в канале между обмотками — канале рассеяния (рис. 6). Кривая осевой составляющей индукции B_y в первом приближении повторяет эту трапецию. Осевая составляющая индукции в большем объеме канала рассеяния остается примерно одинаковой, снижаясь только к торцам обмотки. На уровне

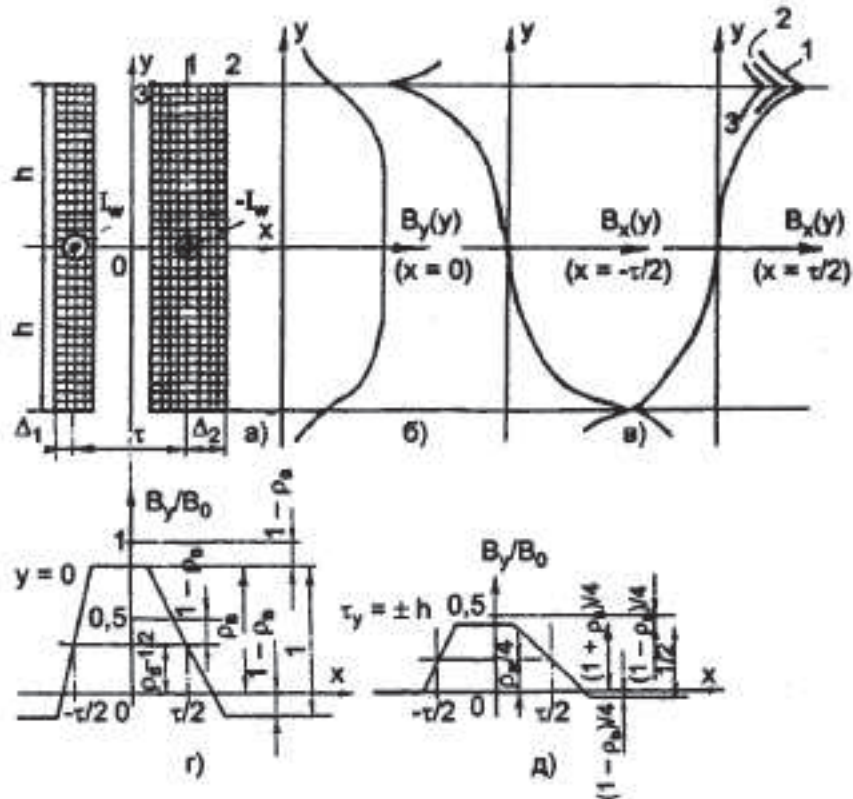


Рис. 6. Осевая и радиальная составляющая индукции двухобмоточного трансформатора для характерных точек поля рассеяния обмоток: *a* — сечение обмоток, *б* — график осевой составляющей индукции вдоль канала рассеяния, *в* — графики распределения радиальной индукции по середине радиального размера обмоток НН и ВН (как правило, на обмотке НН, ближайшей к сердечнику, радиальная индукция больше, чем на обмотке ВН), *г* и *д* — графики распределения осевой составляющей индукции вдоль радиуса в середине высоты обмоток и на торцах. При оценке индукции в характерных точках $B_0 = \mu_0 I_w / 2h$. Радиальная индукция $B_x / B_0 = \alpha / 2\pi$, где для точки 1 $\alpha = \ln \tau / \Delta_2 + 1$, для точки 2 $\alpha = \ln [(\tau + \Delta_2) / 2\Delta_2] + 1$, для точки 3 $\alpha = \ln [(\tau + \Delta_2) / 2\Delta_2] + 1$

торцов обмоток кривая индукции вдоль радиуса также имеет вид, близкий к трапеции, значения индукции при этом примерно вдвое ниже, чем на середине высоты.

При расчетной оценке в середине канала рассеяния удобно пользоваться базовой индукцией $B_0 = \mu_0 I_w / 2h$ и коэффициентом типа коэффициента Роговского:

$$B = B_0 \rho_B = \mu_0 \rho_B I_w / 2h, \quad (31)$$

$$\begin{aligned} \rho_B &\approx 1 - 2 / \pi \arctg(\tau / h) = \\ &= 2 / \pi \arctg(h / \tau) \approx 1 - 2\tau / \pi h \approx \\ &\approx 1 - 0,637\tau / h. \end{aligned} \quad (32)$$

На рис. 6 приведены простейшие формулы для оценки осевой составляющей индукции двухобмоточного трансформатора в характерных точках поля рассеяния обмоток.

График изменения радиальной составляющей индукции B_x вдоль обмотки имеет максимумы разных знаков на торцах обмоток, в середине канала рассеяния для симметрично расположенных обмоток радиальное поле отсутствует (рис. 6). Радиальная индукция на торце обмотки тем больше, чем меньше радиальный размер обмотки. Это отражают приведенные на рис. 6 оценочные формулы.

При расчетах магнитного поля важна не только величина индукции,

но и ее направление. Для определения направления пользуются правилом правого винта (буравчика). Например, для магнитного поля на рис. 5 и рис. 6 индукция в канале рассеяния направлена снизу вверх. Если винт, изображенный на рис. 5, вращать так, чтобы он перемещался вверх (по направлению силовых линий в канале рассеяния), то правая сторона шляпки винта будет вращаться в направлении от читателя к рисунку. Это соответствует направлению тока правой обмотки (условно обмотки ВН), т.е. крестик в кружке направления тока. Аналогично направление тока в обмотке НН (точка в кружке) соответствует направлению движения левой кромки шляпки винта.

На этом же рис. 5 можно еще раз несколько по-иному применить правило буравчика, направив винт перпендикулярно листу рисунка в кружочке с крестиком и вращая его так, чтобы его поступательное движение соответствовало этому крестиком, т.е. чтобы винт двигался от читателя к листу (вворачивался в лист в кружочек с крестиком, показывающим направление тока в обмотке). Для этого винт нужно вращать по часовой стрелке, при таком вращении направление движения левой кромки шляпки винта будет снизу вверх, это и есть направление силовых линий магнитного поля в канале рассеяния.

Кривые магнитных индукций, осевой и радиальной ее составляющих широко используются в расчетах стойкости при КЗ и других электромагнитных расчетах (добавочных потерь и др.). Для получения кривых индукций уже много лет используют не сложные формулы и объемные таблицы (например, таблицы В.В. Карасева, разработанные в ВЭИ более 30 лет тому назад), а программы расчета на персональных компьютерах, например, РЭСТ, РСТ и др. [7, 10]. Эти программы объединяют расчет индукций с расчетом сил, потерь и других электромагнитных параметров.

Картина магнитного поля с силовыми линиями при проектировании трансформаторов, вообще говоря, почти не используется. Такая картина

лишь дает представление об общем характере поля, о соответствии ей кривых индукции, она весьма полезна при обучении молодых специалистов, при представлении результатов работы, при наглядном обосновании принятых решений по разрешению сложных электромагнитных вопросов и т.д. Впрочем, часто после расчетов на компьютере в случае отсутствия ошибок в исходных данных и в программе вполне достаточными оказываются краткие окончательные результаты — удовлетворяет или не удовлетворяет трансформатор нормам расчета. Однако, если в результатах расчета возникают сомнения, приходится проводить оценочные расчеты, вспомогательное тестирование, для чего оказываются полезными приведенные выше материалы.

5. Осевые силы в обмотках

Как показывает анализ аварий трансформаторов в эксплуатации и повреждений при испытаниях на стойкость при КЗ, осевые силы представляют одну из главных причин повреждений трансформаторов (рис. 7). Осевые силы, которые возникают в трансформаторах, возрастают с увеличением их мощности. В частности, для трансформаторов предельной мощности максимальная интегральная сила в обмотке достигает многих сотен тонн (тысяч килоньютонов), а примерная оценка такова: осевая сила в тоннах соответствует мощности трансформатора в МВ·А.

Осевые силы, действующие на каждую катушку (виток), вызывают изгиб проводников в пролете между дистанцирующими прокладками (рис. 8). Каждый проводник можно рассматривать как балку, заземленную между прокладками, на которую действует равномерно распределенная по расчетной длине балки $(\pi D / c_n - b_n)$ осевая сила $\sqrt{2} I_K B_x$, где D — средний диаметр центра (т.е. катушки), c_n — число столбов прокладок по окружности катушки, b_n — ширина дистанцирующей прокладки, $\sqrt{2} I_K$ — амплитуда тока провода, B_x — радиальная составляющая индукции

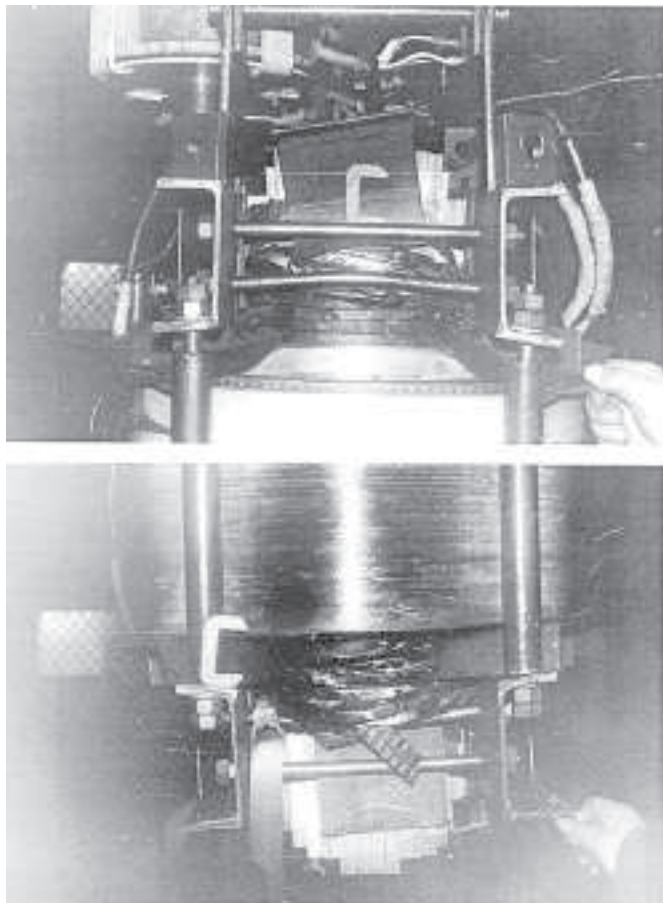


Рис. 7. Трансформатор, поврежденный осевыми силами

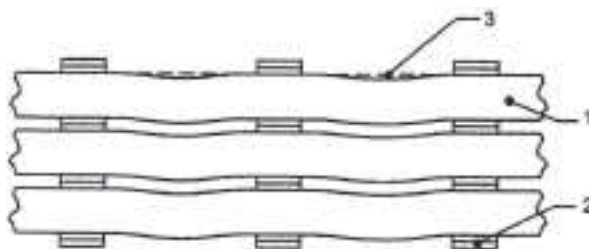


Рис. 8. Прогиб проводников в пролете между столбами прокладок под действием изгибающих осевых сил: 1 — проводники; 2 — прокладки; 3 — прогиб

магнитного поля. Максимальное механическое напряжение изгиба в проводе рассчитывают для той катушки, где максимальна индукция B_x :

$$\sigma_{ос} = (K_{уд}^2 \sqrt{2} |B_{x \max}| |I_K| / 2hS) \times [(\pi D / c_n) - b_n]^2, \quad (33)$$

где h и S — осевой размер и сечение провода, а значение индукции $B_{x \max}$ соответствует току I_K .

Проверка прочности (сравнение с допускаемым для материала проводника механическим напряжением) производится после расчета радиальных сил, также создающих в проводах напряжение изгиба и растяжения (сжатия).

Суммируясь по виткам и катушкам вдоль обмотки, осевые силы создают силы на торцах обмотки (опорах) и механические напряжения сжатия в витковой изоляции и изоля-

ционных дистанцирующих прокладках, которые могут привести к потере осевой устойчивости проводов и полеганию проводов. Эти силы могут разрушить концевую изоляцию обмоток, изогнуть прессующее кольцо, повредить (вывернуть, изогнуть) прессующие винты, домкраты, деформировать прессующие балки. Основной задачей расчета осевых сил является определение сил на верхних и нижних опорах обмоток $P_{\text{верх}}$ и $P_{\text{низ}}$; максимальной осевой силы в обмотке P_{max} и вызываемого ею максимального давления в прокладках; рекомендуемой силы прессовки обмоток P_0 .

Обмотка является сложной механической системой, для расчета которой приходится принимать ряд упрощающих допущений, которые подробно изложены в специальной литературе [7, 10, 13]. Эти допущения сводят задачу к расчету распределения статически действующих сил сжатия вдоль сложного упругого стержня (состоящего из чередующихся жестких и податливых изоляционных участков) на упругих опорах. Напряжений растяжения в таком стержне не бывает, при этом в стержне возникают зазоры. На каждый элемент стержня (катушку, группу катушек — участок, зону) действует осевая сила. Важно подчеркнуть, что стержень находится в запрессованном состоянии. В расчете приходится дважды проводить интегрирование радиальной индукции по высоте: один раз для нахождения суммарной силы в катушках, и второй раз — для суммирования деформаций изоляции обмотки для решения статически неопределимой задачи. В результате расчета, который в настоящее время проводится на компьютере, получается распределение сил по длине стержня — обмотки.

Найденные силы на верхней и нижней опорах $P_{\text{верх}}$ и $P_{\text{низ}}$ используются в дальнейшем для механического расчета на прочность узлов опорной конструкции — прессующего кольца, винтов или домкратов, прессующей балки, для слоевых обмоток — концевой изоляции. Определяется также расчетная сила прессовки, при

которой в обмотке не возникают зазоры \tilde{R}_0 . Умножая эту силу на коэффициент прессовки $K_{\text{пр}}$ (этот коэффициент обычно принимается равным 0,4–1,0 в зависимости от типа трансформатора), определяем рекомендуемую минимальную допустимую силу прессовки P_0 . По результатам расчета распределения осевых сил по высоте обмотки для каждой катушки определяется наибольшая сила сжатия проводов внутри центра P_{max} и соответствующее ей давление

$$\sigma_{\text{max}} = P_{\text{max}} / S_0, \quad (34)$$

где S_0 — площадь прокладок.

Это давление не должно превышать допустимую величину $[\sigma_{\text{max}}]$ — критическое давление потери осевой устойчивости проводников, при котором происходит их полегание (рис. 9). Величина $[\sigma_{\text{max}}]$ зависит от многих параметров, она тем больше, чем относительно толще прямоугольный провод, т.е. чем сечение провода ближе к квадратному, она уменьшается с увеличением диаметра обмотки. Величина $[\sigma_{\text{max}}]$ меньше на торцах обмотки, чем в ее середине. Методика определения $[\sigma_{\text{max}}]$ основана на большом числе экспериментов при прессовке обмоток до их разрушения на моделях, испытанных в устройстве РОСТ [13, 15].

Если в трансформаторе две или несколько обмоток запрессованы общим прессующим кольцом, возникает проблема обеспечения в каждой обмотке требуемой силы прессовки. Ведь сила прессовки естественным образом распределяется пропорционально жесткости обмоток. Если, например, высоковольтная обмотка ВН, имеющая больше бумажной изоляции, более мягкая, чем запрессованная вместе с ней одним кольцом «жесткая» обмотка РО, то эта обмотка РО и возьмет на себя большую часть силы, т.е. окажется перепрессованной, а обмотка ВН — недопрессованной. В [3, 17] приведена методика расчета распределения сил прессовки между обмотками при их совместной запрессовке и даны рекомендации,

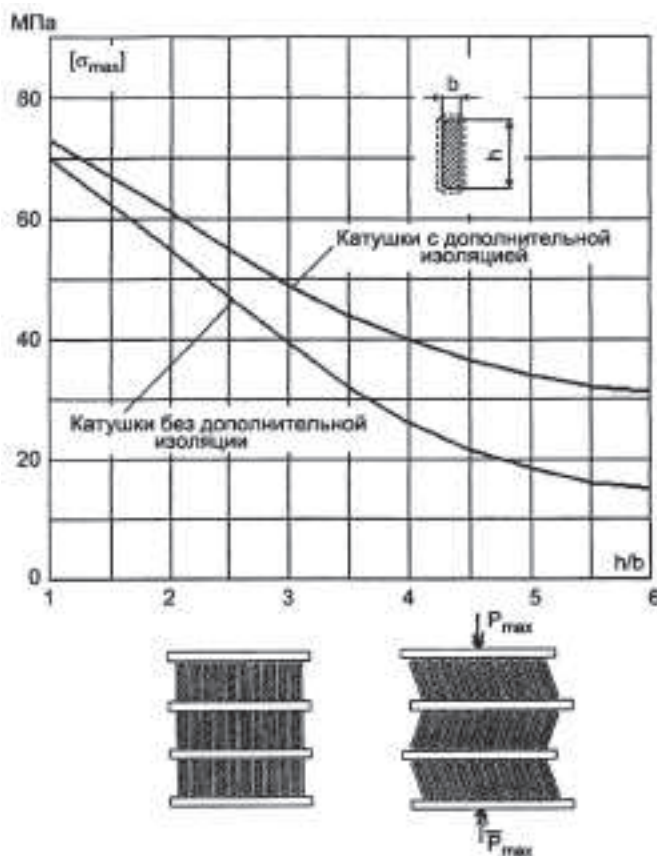


Рис. 9. Критическое давление потери осевой устойчивости проводников, при котором происходит их полегание

как избежать нежелательного неравномерного их распределения.

Распределение осевых сил по высоте обмоток отличается в трансформаторах разных типов большим разнообразием. Осевые силы минимальны в симметричных обмотках, они сильно увеличиваются при наличии осевого сдвига или разновысокости обмоток.

Чаще всего обмотки сжимаются осевыми силами от торцов к середине высоты. В этом случае при возникновении КЗ осевые силы на верхней и нижней опорах ведут к снижению силы прессовки (обмотка может «отходить» от опор, образуя зазоры), а в середине высоты — к увеличению (рис. 10).

Если в середине высоты обмотке есть «вырыв» (например, отключенные регулировочные витки), то осевые силы действуют в основном в направлении опор. В этом случае говорят, что, в противоположность ранее рассмотренной сжимаемой обмотке,

эта обмотка — растягиваемая (рис. 11). В такой обмотке силы на опорах увеличивают силу прессовки, а в середине — снижают (вплоть до образования зазора).

При рассмотрении осевых сил очень полезно воспользоваться графиками их зависимости от квадрата тока КЗ (рис. 10, 11), которые представляют для каждой обмотки ломаную линию [16]. Пользуясь этим методом, можно относительно просто построить такую зависимость и для суммарных осевых сил двух обмоток, запрессованных общим прессующим кольцом, а при помощи кривой квадрата тока от времени получить кривую осевой силы в любом сечении обмоток или на опоре. В качестве примера дан рис. 12, на котором кроме расчетной кривой приведена хорошо совпадающая с ней экспериментальная кривая.

Статический расчет осевых сил учитывает электромагнитные силы и деформации изоляции (бумаги и

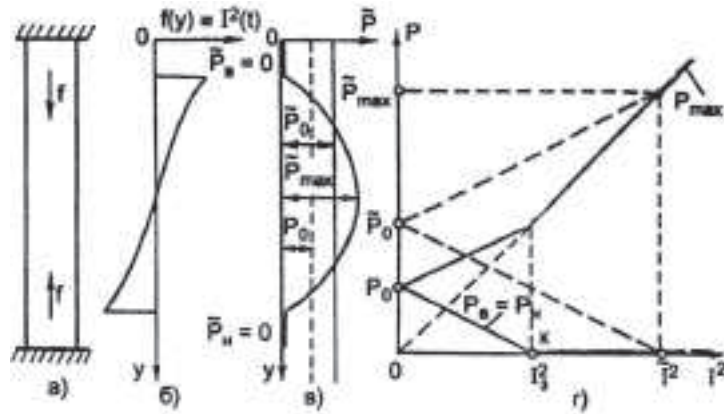


Рис. 10. Осевые силы КЗ в обмотке для случая симметричного сжатия («сжимаемая обмотка»): а — обмотка; б — распределение электромагнитных сил, действующих на витки (катушки) обмотки; в — распределение осевых сил P , действующих в сечениях обмотки; г — зависимость максимальной силы сжатия в середине обмотки и на опорах обмотки от квадрата тока КЗ

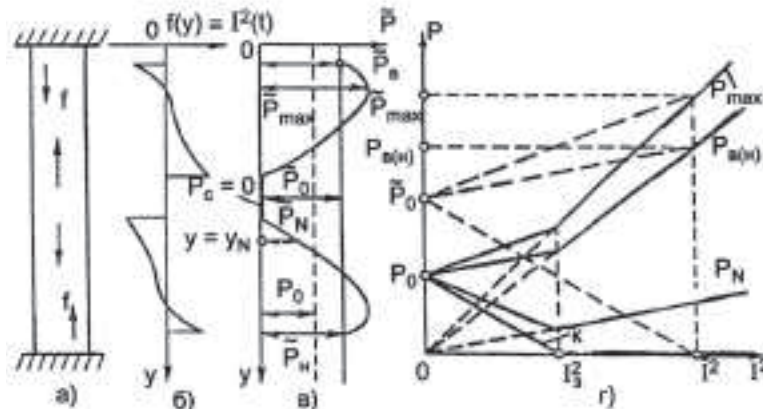


Рис. 11. Осевые силы КЗ в обмотке осевых при действии электромагнитных сил от середины к верхней и нижней опорам («растягиваемая обмотка»), обозначения — на предыдущем рисунке

электрокартона). Этот расчет можно провести также с учетом нелинейности механических характеристик изоляции, что рекомендуется при разработке мощных трансформаторов.

При КЗ в процессе осевых перемещений катушек и витков на них кроме электромагнитных сил также действуют и силы инерции, сила веса, силы внешнего трения и внутреннего трения в изоляции [14]. Расчет осевых сил с учетом всех этих сил принято называть расчетом динамических осевых сил. В настоящее время разработаны специальные программы расчета динамических осевых сил (например,

программа ВЭИ ДИНАР, программа ЗТЗ и ВЭИ РДО). Получены интересные результаты расчета сложных процессов с учетом резонансных и ударных процессов в обмотках.

В качестве примера на рис. 13 [7] приведены расчетные кривые осевой силы в середине высоты обмотки трансформатора мощностью 1000 МВ·А. Видно, что в запрессованной обмотке динамическая составляющая осевой силы (за вычетом силы прессовки) по характеру почти повторяет кривую электромагнитной осевой силы (квадрата тока). Это свидетельствует об отсутствии

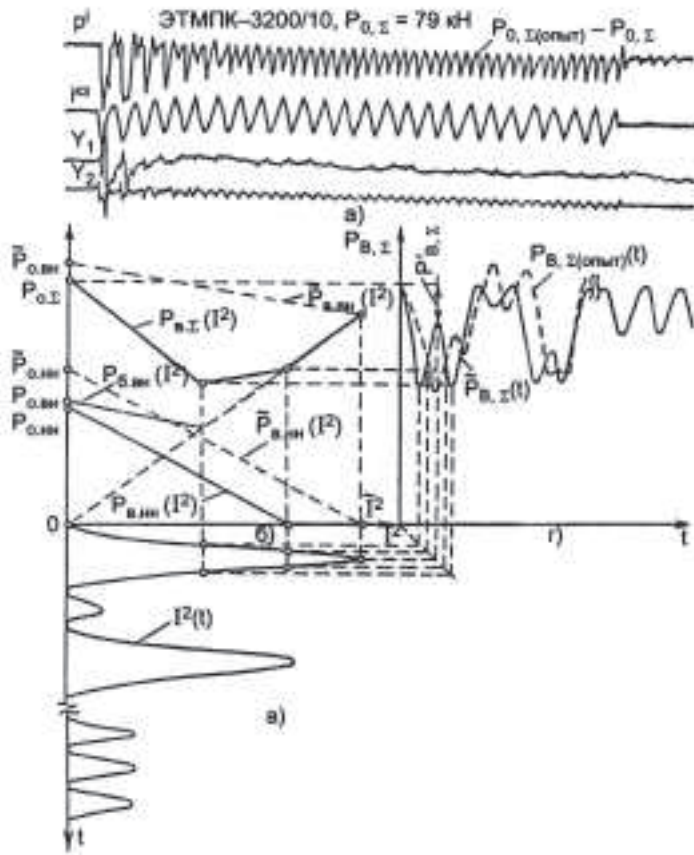


Рис. 12. Экспериментальная (при проведении испытаний на стойкость при КЗ) осциллограмма суммарной силы двух обмоток ВН и НН, действующей на верхнюю опору двухобмоточного трансформатора мощностью 3200 кВ·А (а), и расчетная осциллограмма (б), построенная по зависимости силы от квадрата тока (б), и кривой квадрата тока (пропорционального электромагнитной силе) от времени (в). Y_1 и Y_2 — перемещения общего для обмоток ВН и НН прессующего кольца и ярмовой балки

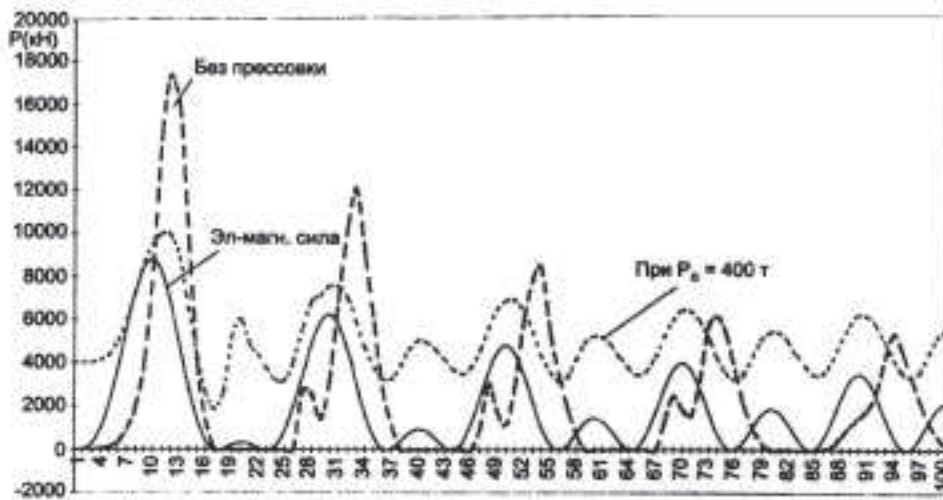


Рис. 13. Расчетные кривые динамических осевых сил КЗ в обмотке трансформатора мощностью 1000 МВ·А. Видно, что при отсутствии прессовки в обмотке возникают опасные ударные явления

резонансных и ударных явлений в обмотке. Однако в кривой силы при отсутствии прессовки появляются характерные пики (удары) и отрезки

времени, когда сила нулевая, т.е. когда в середине высоты обмотки возникают зазоры. Вслед за зазорами, как правило, следуют пики си-

лы (удары). В других расчетах распрессованных обмоток иногда получаются большие опасные перемещения торцов обмоток (отводов). С другой стороны, существенное увеличение силы прессовки обмоток приводит к необходимости более мощных и более металлоемких узлов прессующей конструкции трансформатора. Таким образом, для каждой обмотки имеется определенная оптимальная сила прессовки.

При помощи расчетов динамических осевых сил в ряде практических случаев проектирования мощных трансформаторов решались вопросы рационального выбора силы прессовки обмоток.

Широкое внедрение динамических расчетов в практике проектирования трансформаторов только еще начинается, и статические расчеты сохраняют свою актуальность. Одним из самых важных затруднений при использовании динамических расчетов осевых сил представляется то, что этот расчет должен органически сочетаться с механическим расчетом обмоток и прессующих конструкций также при действии динамических нагрузок (а не статических, как это сейчас принято), а такие расчеты пока еще при проектировании трансформаторов развиты недостаточно.

Для снижения осевых сил в обмотках рекомендуется симметрирование обмоток в окне трансформатора, а также использование методов рационального размещения ампервитков по высоте (например, за счет перераспределения каналов между катушками). Это может максимально снизить и даже практически ликвидировать силы, действующие на опоры обмоток и, кроме того, снизить максимальные осевые силы в обмотках.

6. Радиальные силы в обмотках

Радиальные силы, возникающие из-за осевой составляющей магнитного поля рассеяния, вызывают растяжение наружных обмоток и сжатие внутренних. Обычно в середине высоты обмотки радиальная сила максимальна, почти такой же она сохраняется на большей части высоты обмот-

ки, и только к торцам обмотки радиальные силы снижаются до 50–70%.

Растягиваемые обмотки рассчитываются на прочность, сжимаемые — на прочность и устойчивость (потерю формы).

Рассмотрим круглую катушку обмотки с числом витков w_k и ударным током $I_{уд}$, которая находится в осевом поле с индукцией B_y . На единицу длины дуги катушки действует удельная радиальная сила

$$q = I_{уд} w_k B_y K_{уд} \sqrt{2} = I_{уд} w_k B_{уд}. \quad (35)$$

В этой формуле индукция B_y (средняя индукция по ширине катушке) дана так, как обычно она рассчитывается при расчетах трансформаторов, т.е. при установившемся токе, поэтому в формулу и введен коэффициент $K_{уд} \sqrt{2}$.

Радиальные силы растягивают наружную катушку (обмотку), как если бы она была трубой или стволом орудия с большим внутренним давлением. Как уже ранее упоминалось, сила q в точности соответствует давлению выталкивания электромагнитного экрана из переменного магнитного поля, это давление можно рассчитать как $B_{уд}^2 / 2\mu_0$.

Силу растяжения в проводах катушки можно определить, пользуясь известными приемами расчета плоских ферм. Мысленно разрежем катушку по диаметру D и отбросим одну половину катушки, заменив действие этой половины двумя силами растяжения $F_{раст}$ (рис. 14). Далее решается уравнение равновесия

$$2F_{раст} = \int_{-\pi/2}^{\pi/2} q D \cos \alpha d\alpha = DS \sigma_{ср}, \quad (36)$$

где S — сечение проводников катушки и $\sigma_{ср}$ — среднее напряжение растяжения проводников.

Реально катушка состоит из многих витков, в пределах радиального размера по виткам радиальная сила распределена неравномерно: на внешнем витке сила минимальна, на внутреннем — максимальна. Катушка

представляет собой с точки зрения механического расчета многослойную оболочку: жесткие слои — проводники, мягкие слои — витковая изоляция. Внутренние слои, растягиваясь, давят на соседние витки, создавая в изоляции напряжения сжатия. Из-за этого происходит выравнивание напряжений растяжения по проводникам (рис. 14). Решение этой сложной механической задачи дано в [18].

Максимальное напряжение на внутреннем витке

$$\sigma_{\text{раст}} = \sigma_{\text{ср}} (1 + \tau), \quad (37)$$

где коэффициент τ рассчитывается по относительно несложной формуле при допущении о линейных механических характеристиках меди (алюминия) и изоляции [18] или по специальной программе, входящей в систе-

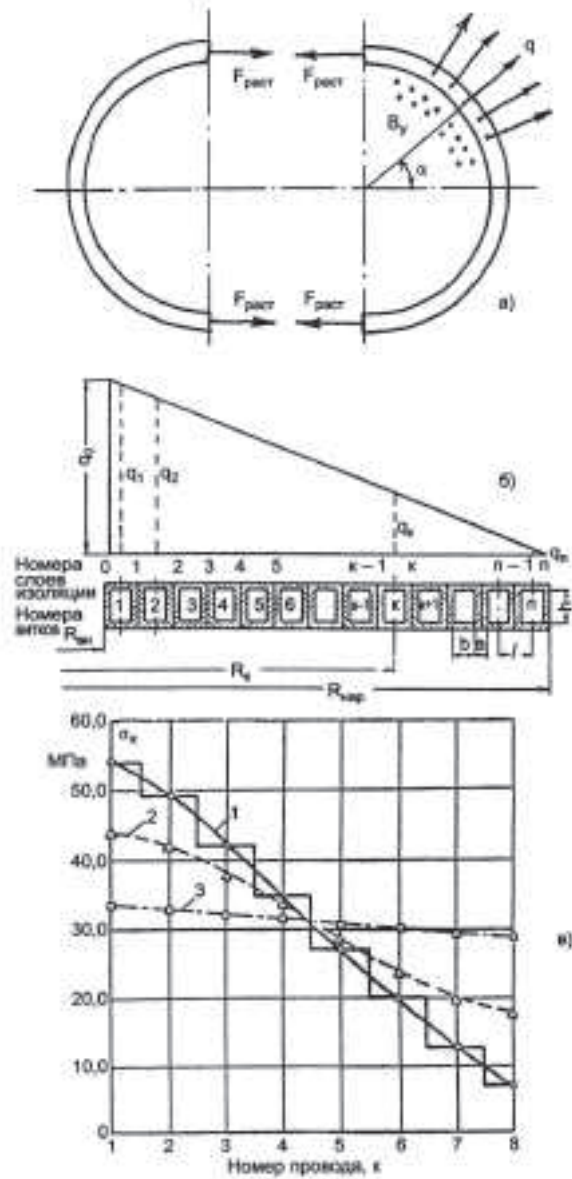


Рис. 14. Радиальные силы растяжения в обмотке трансформатора: *a* — к расчету радиальной силы; *b* — распределение электромагнитной нагрузки по проводам катушки; *в* — распределение напряжения растяжения по проводам при различных модулях упругости $E_{\text{из}}$ витковой изоляции (1 — $E_{\text{из}} = 1$ МПа, 2 — $E_{\text{из}} = 10$ МПа, 3 — $E_{\text{из}} = 100$ МПа)

му РЭСТ [10], которая позволяет делать расчет с учетом нелинейности свойств материалов.

Напряжение растяжения провода $\sigma_{\text{раст}}$ не должно превышать допустимого значения $[\sigma]$, такой расчет дает некоторый запас.

Если этот предел превзойден, может быть проделан уточненный расчет с учетом нелинейности материалов, при этом появляется ограничение в относительной остаточной деформации крайнего провода $\epsilon_{\text{ост}}$ выше определенного допускаемого предела $[\epsilon_{\text{ост}}] = 1,5\%$, опасного из-за возможного разрыва изоляции. Значение $\epsilon_{\text{ост}}$ находится по механической характеристике растяжения провода $\sigma(\epsilon)$. Есть и еще одно условие. При растяжении внутреннего провода после КЗ происходит увеличение его диаметра, т.е. внутренний радиус обмотки увеличивается на величину абсолютной остаточной деформации, равной $\delta = 0,5\epsilon_{\text{ост}}D$. Если это увеличение более допустимого $[\delta] = 1,5$ мм, то требуется специальное «разрешение» специалистов по электрической изоляции, т.е. согласование с требованием обеспечения электрической прочности обмотки. Дело в том, что иногда увеличение изоляционного расстояния (по причине остаточной деформации растяжения) может быть не полезным, а вредным из-за неблагоприятного увеличения первого (у обмотки ВН) изоляционного канала маслобарьерной изоляции, который определяет электрическую прочность всего изоляционного промежутка.

Как правило, обеспечение прочности растягиваемых обмоток вызывает затруднения только в трансформаторах большой мощности, для которых при этом приходится идти или на дополнительное вложение меди, или применять упрочненные сплавы.

Расчет прочности сжимаемых обмоток во многом похож на расчет растягиваемых обмоток с заменой растяжения на сжатие. Однако при сжатии радиальные силы приводят к радиальному изгибу проводников в пролете между рейками (рис. 15). Поэтому к расчету на сжатие, аналогич-

ному расчету на растяжение, добавляется и расчет на изгиб. Механический расчет напряжения изгиба многослойной конструкции является сложной задачей [19]. Практические расчеты в настоящее время проводят по программам (например, по системе программ РЭСТ [10]). В результате находят суммарное радиальное напряжение $\sigma_{\text{рад}}$ (сжатие и изгиб многослойной обмотки в радиальном направлении между столбами-рейками). При отсутствии опор (реек) проводится расчет, аналогичный расчету на растяжение.

Проводники катушек находятся в сложном пространственном напря-

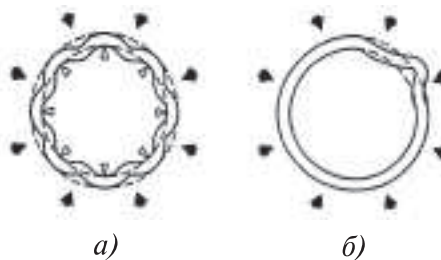


Рис. 15. Вид обмотки, получившей деформации потери прочности под действием сжимающих радиальных сил КЗ (а), и потерявшей устойчивость под действием радиальных сил КЗ (б)

женном состоянии под действием не только радиальных растягивающих (или сжимающих) и изгибающих сил, но и осевых изгибающих сил, рассмотренных в предыдущем разделе. Поэтому дополнительно для проверки прочности наиболее напряженного провода каждой катушки находится суммарное механическое напряжение

для растягиваемых обмоток

$$\sigma_{\Sigma} = \sigma_{\text{раст}} + \sigma_{\text{ос}}; \quad (38)$$

для сжимаемых обмоток

$$\sigma_{\Sigma} = \sigma_{\text{рад}} + \sigma_{\text{ос}}. \quad (39)$$

Это суммарное напряжение не должно превышать допустимого напряжения $[\sigma_{\Sigma}]$ для меди или алюминия.

Значения допускаемых напряжений $[\sigma]$ и $[\sigma_{\Sigma}]$ приведены в табл. 5.

Таблица 5

Температура, °С	Материал			
	Медь		Алюминий	
	Напряжение, МПа			
	[σ_{Σ}]	[σ]	[σ_{Σ}]	[σ]
105	115	73	37	27
140	109	70	36	25
200	98	63	33	22
250	91	57	—	—

Температура провода перед КЗ при расчетах принимается равной 140°С. Эта температура соответствует условной максимальной температуре и в случае необходимости может быть

уточнена в зависимости от результатов теплового расчета трансформатора, условий его эксплуатации и режимов аварийных КЗ. Приведенные в таблице данные соответствуют отожженной меди и отожженному алюминию. Более высокие механические параметры имеют начинающие широко применяться упрочненные сплавы.

Как уже указывалось, сжимаемые радиальными силами обмотки могут потерять не только прочность (рис. 15,а), но и устойчивость (рис. 15,б, 16).

Потеря устойчивости обмоток — одна из самых частых причин аварий трансформаторов в эксплуатации и при испытаниях на стойкость при КЗ. Характерная деформация потери ра-

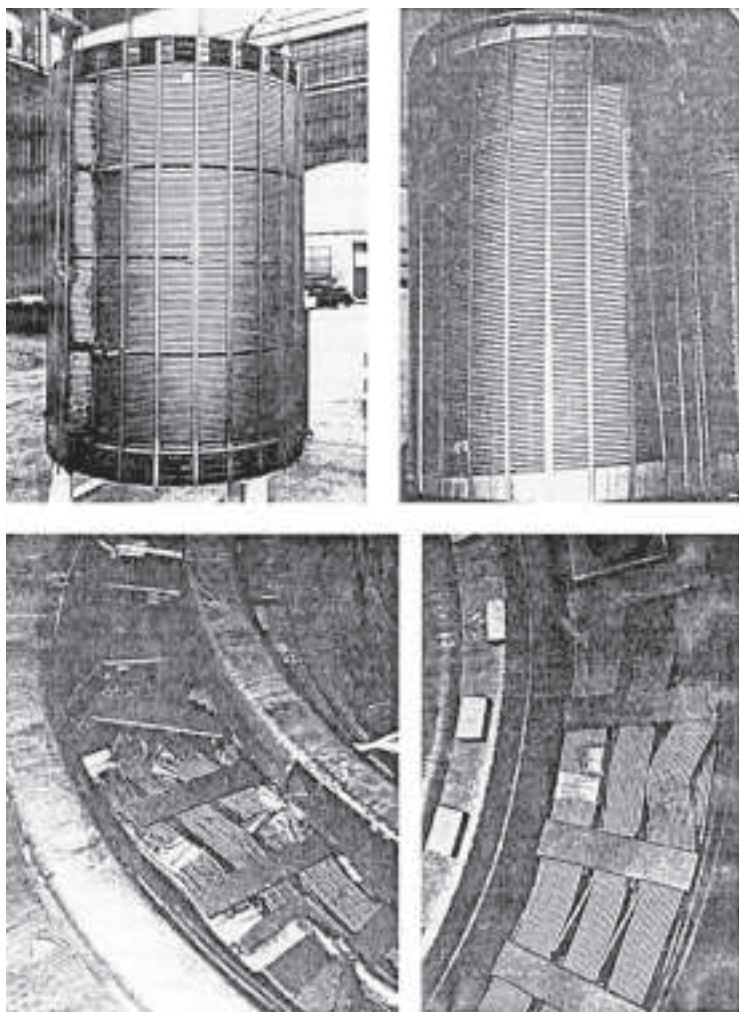


Рис. 16. Вид обмотки, потерявшей устойчивость под действием радиальных сил КЗ

диальной устойчивости — волна радиальных деформаций вдоль почти всей высоты обмотки там, где максимальна осевая индукция магнитного поля рассеяния. Деформированная при потере устойчивости каждая катушка почти по всему периметру «обжигает» расположенный внутри нее стержень или обмотку, а в одном месте она имеет несимметричный выброс, волну, (в зарубежной литературе для такой деформации встречался образный термин «лепесток маргаритки»). Эксперименты в специальном устройстве МДУ [19, 25] на моделях обмоток и короткозамкнутых кольцах воспроизводят эту деформацию. Осциллографирование процесса при КЗ с записью динамических деформаций показало, что перед потерей устойчивости в плоскости катушки развиваются сложные радиальные колебания. Потеря устойчивости происходит в области неблагоприятного сложения пространственных гармоник этих колебаний.

В устройстве МДУ испытаны сотни моделей, имеющих диаметр и радиальный размер, соответствующие обмотке трансформатора, но существенно меньшую высоту. Выявлено большое количество влияющих на критическую радиальную силу факторов и явные недостатки и противоречия применявшихся ранее относительно простых формул потери устойчивости кольца при статической нагрузке. В последние годы появились теоретические работы с попытками создать практическую методику расчета. Однако наиболее приемлемой показала себя эмпирическая методика расчета ВЭИ [3]. Она появилась в результате обобщения результатов динамических испытаний моделей обмоток (в том числе прототипов обмоток реальных трансформаторов) и испытаний трансформаторов на стойкость при КЗ. Эта методика успешно применяется в течение многих лет на всех трансформаторных заводах РФ и СНГ, а также и за рубежом.

Методика расчета на радиальную устойчивость заключается в расчете среднего напряжения сжатия каждой

катушки обмотки $\sigma_{\text{ср}}$ и сравнении его с критическим напряжением $[\sigma_{\text{кр}}]$:

$$[\sigma_{\text{кр}}] = K_1 K_2 K_3 D (1 + K_4 b) K_5, \quad (40)$$

где K_1 — коэффициент, зависящий от осевого давления в прокладках $\sigma(y)$, определяемого при расчете осевых сил; этот коэффициент отражает то, что критическое давление увеличивается при увеличении $\sigma(y)$; K_2 — коэффициент, зависящий от модуля упругости материала (меди или алюминия), он различен для случаев наличия и отсутствия радиальных опор относительно стержня магнитопровода или другой обмотки (при расчете трансформаторов принимается, что опоры обмоток на стержень нет); K_3 — коэффициент, зависящий от числа столбов прокладок обмотки; K_4 — коэффициент, зависящий от расстояния между центрами опорных элементов (пролета), он минимален при больших пролетах и при отсутствии опор; K_5 — коэффициент, отражающий зависимость от типа провода (обычного, подразделенного, транспонированного) D — диаметр обмотки; b — осевой размер провода.

Формула, подробное содержание которой дано в [3], учитывает также, намотана ли обмотка на бумажно-бакелитовый цилиндр или на другую обмотку, имеется ли склейка витков, применен ли провод из упрочненного сплава и другие практически важные конструктивные и технологические факторы.

При расчетах трансформаторов считается, что обмотка не имеет радиальных опор. Объяснением этого служит то, что стержни трансформаторов имеют ступенчатое сечение, не обеспечивающее качественную радиальную опору. Кроме того, при сушке трансформатора возникают зазоры из-за усушки изоляции. Подтверждение того, что при расчетах необходимо использовать вариант «без опор» было обосновано большим экспериментальным материалом (в том числе, анализом аварий и повреждений при испытаниях). Это важное положение характерно не только для отечественной практики, оно принято и за рубежом [6].

7. Тангенциальные силы

В эксплуатации и при испытаниях на стойкость при КЗ наблюдаются деформации, которые свидетельствуют о действии на обмотки тангенциальных (по направлению) сил КЗ (рис. 17). Однако в литературе они отражены крайне мало, необходимость же расчета этих сил очевидна.

Возможные последствия действия этих сил:

поворот всей обмотки вокруг



Рис. 17. Вид обмотки НН трансформатора мощностью 400 МВ·А, поврежденной («повернутой») тангенциальными силами КЗ

своей оси;

скручивание (или раскручивание) обмотки, когда верхняя и нижняя половины поворачиваются в разные стороны;

комбинация поворота и скручивания обмотки или ее части;

тангенциальные перемещения и изгибы вертикальных и горизонтальных отводов;

повороты и изгибы крайних витков отдельных катушек, переходов между катушками.

В результате тангенциальных перемещений обмоток могут возникнуть опасные деформации отводов,

их натяжение, соприкосновение с прессующими кольцами и другими деталями. При этом могут произойти замыкания между витками или на землю, что влечет дальнейшие разрушения.

Часто возникают хорошо видимое тангенциальное смещение реек с прокладками, свидетельствующее о повороте или скручивании обмоток. Рейки с прокладками могут переместиться так, что не станут опираться на концевую изоляцию, тогда обмотка потеряет прессовку, возникнет осевая несимметрия обмоток, вызывающая опасные осевые силы.

Теоретически тангенциальная сила возникает тогда, когда в обмотке имеется осевой или радиальный ток. Эта сила определяется как алгебраическая сумма двух произведений: осевого тока на радиальную индукцию и радиального тока на осевую индукцию.

По данным расчета радиального поля рассеяния обмоток можно определять тангенциальные силы на элементы обмотки, кривая $B_x(y)$ в определенном масштабе отражает составляющую тангенциальной силы, возникающую от постоянной по всей высоте обмотки осевой составляющей тока в обмотке.

Тангенциальная сила, действующая на часть обмотки высотой Δy , определяется по формуле:

$$F_T(\Delta y) = B_{x\text{ ср}} I \Delta y, \quad (41)$$

где $B_{x\text{ ср}} = \int_y^{y+\Delta y} B_x(y) dy$ — средняя индукция на отрезке Δy .

Можно также применить приближенную формулу:

$$F_T(\Delta y) = \pm [P(y) - P(y + \Delta y)](h / \pi D) / w, \quad (42)$$

где h , D и w — высота, средний диаметр и число витков обмотки; Iw — ампервитки основного тока обмотки; $P(y)$ и $P(y + \Delta y)$ — интегральные осевые силы на нижней и верхней границе рассматриваемой части обмотки высотой Δy [21].

Отношение высоты обмотки к длине витка обмотки ($h/\pi D$) обычно в трансформаторах близко к единице. Поэтому формула (42) имеет ясный физический смысл: тангенциальная сила, действующая на обмотку (или ее часть), примерно соответствует осевой силе, действующей на эту обмотку, деленной на число витков этой обмотки.

Как видно, тангенциальные силы тем больше, чем больше осевые силы, но самое главное, они возрастают с уменьшением числа витков обмотки. Это значит, что тангенциальные силы при близких осевых силах намного больше в низковольтных обмотках, чем в высоковольтных.

Например, тангенциальная сила скручивания обмотки

$$F_{\tau \text{ верх}} = (P_{\text{низ}} - P_{\text{верх}})(h/\pi D)/w, \quad (43)$$

где w — число витков обмотки (концентра).

Тангенциальные силы, действующие на части отводов обмотки, например, на горизонтальную часть верхнего отвода, могут быть определены по формуле:

$$F_{\tau \text{ г.отв.верх}} = B_{y \text{ верх}} K_T K_{\text{уд}} I_{\text{уд}} L_{\text{г.отв.верх}}, \quad (44)$$

где $B_{y \text{ верх}}$ — среднее значение осевой составляющей индукции по длине отвода $L_{\text{г.отв.верх}}$.

Направление действия тангенциальных сил может быть определено как по правилу «левой руки», так и по специфическому правилу для этого

вида сил: тангенциальные силы в обмотке, находящейся в собственном (или «естественном») магнитном поле всегда закручивают обмотку (уменьшая диаметр обмотки).

Это универсальное правило, легко проверяемое применением правила «левой руки», полезно запомнить, так как оно позволяет проводить определение направления действия тангенциальных сил и проводить проверку сложных расчетов. Направление тангенциальной силы не зависит от выбранного направления тока (аналогично осевой и радиальной силам).

Виды тангенциальных сил КЗ, действующих на обмотку и отводы представлены на рис. 18. На этом рисунке стрелками показаны тангенциальные силы и вызывающие их ток и индукция. Видно, что тангенциальные силы возникают и в катушках, и горизонтальных и вертикальных частях верхних и нижних отводов. Существенные тангенциальные

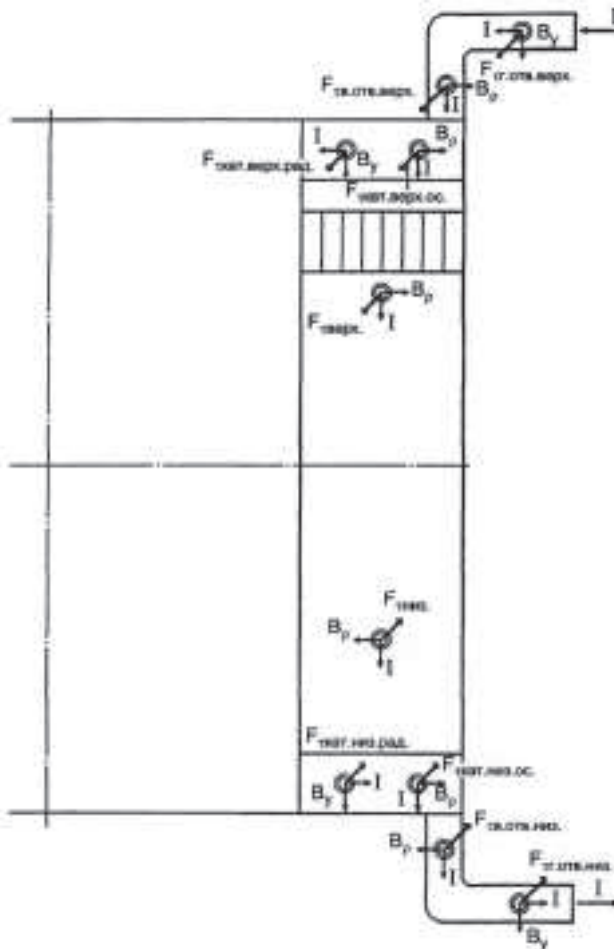


Рис. 18. Виды тангенциальных сил КЗ, действующих на обмотку и отводы

силы могут действовать на отводы (на рисунке не показаны), расположенные в магнитном поле внутри обмоток (например, на отвод от середины обмотки при его расположении вдоль стержня магнитопровода). Могут быть рассчитаны также тангенциальные силы $F_{\tau \text{ низ}}$ и $F_{\tau \text{ верх}}$, действующие на нижнюю и верхнюю половину обмоток. Их алгебраическая сумма — это суммарная тангенциальная сила, действующая на обмотку.

Расчет тангенциальных сил в трансформаторах показал, что иногда в обмотках НН при КЗ возникают поворачивающие силы до 10 тонн, а на отводы действуют силы в несколько тонн.

Для каждого типа обмотки имеются свои особенности действия тангенциальных сил. В частности, в обмотке с вводом в середину тангенциальные силы половин обмоток не вычитаются, как в обмотках других типов, а складываются. При этом возникает суммарная тангенциальная сила, поворачивающая обмотку. Радиальная и осевая составляющие тока имеются в «явном виде» в отводах и переходах или их частях, расположенных горизонтально и вертикально.

Тангенциальные силы сдерживаются в основном силами трения на торцах обмоток в прокладках. Тангенциальные силы передаются также на закрепление отводов обмоток. В случаях наличия радиальной опоры обмотки можно рассчитывать на возможность закрепления этих опор с обмоткой (расклиновкой цилиндра на стержне, упорами цилиндра на торцах и т.д.) для предотвращения поворота обмотки или ее элементов.

Условие необходимой прочности обмотки или ее участка по отношению к тангенциальной силе при отсутствии жесткого закрепления отводов в общем случае заключается в том, что суммарная сила трения (сумма силы трения сверху и силы трения снизу от рассматриваемого участка) больше тангенциальной силы, действующей на этот участок.

Если коэффициент пресковки $K_{\text{пр}} \geq 1$, то зазоров в обмотке не возникает, сила трения полностью ком-

пенсирует тангенциальную силу, и никаких тангенциальных перемещений вообще нет. В другом крайнем случае при полном отсутствии пресковки обмотки ($K_{\text{пр}} = 0$) небольшие тангенциальные силы могут вызывать большие тангенциальные перемещения обмотки. В случае, когда на обмотку действуют сжимающие осевые силы, большую часть времени обмотка будет оторвана этими силами от опор, т.е. также можно условно принять $F_{\text{тр}} = 0$. Когда сил трения нет, обмотка по инерции продолжает двигаться (поворачиваться) и тогда, когда тангенциальная сила проходит в режиме КЗ через нулевое значение. Кроме того, в распрессованной обмотке возможно возникновение вибрационного самопроизвольного тангенциального перемещения.

В общем случае для определения тангенциального перемещения $S(t)$ необходимо решать дифференциальное уравнение вида:

$$\frac{d^2 S(t)}{dt^2} = \frac{F_{\tau} [(i/I_{\text{уд}})^2, t] - F_{\text{тр}}}{m}. \quad (45)$$

Даже при ряде упрощений ($F_{\text{тр}} = 0$) расчет уравнения (45) достаточно сложен, так как зависимость от времени тангенциальной силы $F_{\tau} [(i/I_{\text{уд}})^2, t]$ довольно сложна.

При ряде допущений может быть оценено тангенциальное перемещение обмотки (концентра) по формуле:

$$\Delta S_{\tau} = N_{\text{к}} \frac{0,3 F_{\tau \Sigma}}{m} \frac{\Delta t^2}{2}, \quad (46)$$

где $F_{\tau \Sigma}$ — суммарная тангенциальная сила, действующая на весь концентр обмотки; m — масса обмотки; $N_{\text{к}}$ — расчетное число периодов КЗ. Например, при расчетном числе пиков тока в КЗ, равном 10, и числе КЗ, равном 5, может быть принято $N_{\text{к}} = 5 \times 10 = 50$.

При конструировании обмоток необходимо применять такие конструкции отводов и их креплений, которые способны воспринимать суммарные тангенциальные силы, действующие на обмотку и отводы.

Особое внимание следует уделить отводам, расположенным в канале

между обмотками или между обмоткой и стержнем магнитопровода. Лучше вертикальный отвод располагать в канале между обмоткой и стержнем, где относительно проще обеспечить закрепление этого отвода относительно стержня (клиньями, бандажами и пр.). В канале между обмотками можно располагать отводы только с малыми токами, так как при больших токах возникают опасные тангенциальные силы, а конструктивно закрепить вертикальный отвод обычно затруднительно.

Действие тангенциальных сил имеет особенность, заключающуюся в накоплении тангенциальных перемещений в обмотках. Такой кумулятивный эффект, приводящий к накоплению после каждого КЗ сдвига реек и столбов прокладок, в конечном итоге может привести к соскакиванию столбов прокладок с ярмовой изоляции, потере прессовки обмотки и т.д. Поэтому необходимо с особой осторожностью относиться к числу и частоте электродинамических воздействий, которым подвергаются трансформаторы. При составлении программ испытаний при КЗ необходимо стремиться к возможно меньшему числу электродинамических воздействий. Например, не следует допускать большого числа наладочных опытов, ограничивать проведение дополнительных опытов КЗ, не допускать «переиспытаний» трансформаторов ни по числу опытов КЗ, ни по их длительности, ни по ударным токам в обмотках.

Для повышения стойкости обмоток по отношению к тангенциальным силам в трансформаторах, так же, как и к осевым и радиальным, необходимо обеспечивать как можно большую силу прессовки, как можно большую надежность длительного сохранения силы прессовки в эксплуатации. Эта рекомендация должна выполняться при расчете трансформаторов (например, выбором как можно большего коэффициента прессовки) и, что особенно важно, при изготовлении обмоток.

Необходимо, чтобы были выполнены следующие технологические

мероприятия при изготовлении и обработке обмоток:

применение малоусадочных изоляционных материалов;

прессовка столбов прокладок перед намоткой обмоток, контроль размеров и числа прокладок в каждом столбе прокладок;

осевая подпрессовка обмоток при их намотке;

сушка обмоток под давлением;

тщательный контроль осевых размеров обмоток на всех технологических операциях, доводка размеров до нормируемых (вложение или изъятие прокладок);

сохранение обмоток без их увлажнения в течение промежутка времени между окончанием сушки обмоток и монтажом на 3-й сборке;

циклическая запрессовка — распрессовка обмоток на трансформаторе после 3-й сборки.

8. Термическая стойкость трансформаторов при КЗ

Ток КЗ не только создает электродинамические силы в обмотках, но и приводит к нагреву и термическим деформациям в токоведущих элементах, что может быть опасным для изоляции, мест пайки и сварки проводов, болтовых токоведущих соединений (особенно тогда, когда болты недостаточно сильно затянуты) и т.д. Опыт показывает, что, как правило, силовые трансформаторы имеют достаточный естественный запас по термической стойкости. При разработке новых трансформаторов термическая стойкость проверяется расчетом нагрева обмотки — расчетом средней температуры обмотки θ_1 (в °С) в конце короткого замыкания [2]:

$$\theta_1 = \theta_0 + aj^2 t_k 10^{-3}. \quad (47)$$

По нормам стандарта ГОСТ 11677-85 эта температура θ_1 не должна превышать допустимую θ_2 . Для масляных трансформаторов с медными обмотками это 250°С, с алюминиевыми — 200°С.

В формулу входят величины:

θ_0 — начальная средняя температура обмотки, равная сумме максимально допустимой температуры окружающей среды по ГОСТ 15543.1 (для масляных трансформаторов это 40°C) и превышения температуры обмотки над окружающей средой при номинальной нагрузке трансформатора (для масляных трансформаторов это не более 65°C);

j — плотность установившегося тока КЗ, А/мм²;

t_k — длительность короткого замыкания;

a — функция от величины $(\theta_2 + \theta_0) / 2$, см. табл. 6.

Таблица 6

$(\theta_2 + \theta_0) / 2$	140	160	180	200	220	240	260	
a	Cu	7,41	7,80	8,20	8,59	8,99	9,38	9,73
	Al	16,5	17,4	18,3	19,1	—	—	—

Максимально допустимая продолжительность КЗ — 3 с для трансформаторов класса напряжения 110 кВ и выше и 4 с для класса напряжения 35 кВ и ниже. При токе, меньшем I_k , допускается увеличенная длительность КЗ обратно пропорциональная квадрату тока, но не больше 15 с.

Стандартом ГОСТ 20243 предписывается подтверждать расчетную термическую стойкость испытаниями одновременно с испытаниями на электродинамическую стойкость при КЗ в том случае, если это позволяет испытательная установка. Как правило, на ударных стендах пользуются этой оговоркой и очень неохотно идут на термические испытания трансформаторов, так как подвергать нагреву в течение 3–4 с ударный генератор или ударные трансформаторы опасно.

Вообще говоря, вся проблема термической стойкости трансформаторов выглядит некоторым атавизмом, данью давно прошедшим временам 50-летней давности, когда в трансформаторах была очень большая плотность тока — до 4,5–5 А/мм² (сейчас — порядка 2–2,5 А/мм²), низкие напряжения КЗ, была недо-

статочно отработана технология пайки проводов и т.д. Сейчас уже на протяжении многих десятилетий аварий в эксплуатации по причине недостаточной термической стойкости нет, не было ни разу неприятностей и при редких термических испытаниях. Термическая стойкость при расчетах в процессе разработки новых трансформаторов всегда подтверждается «автоматически» с большими естественными запасами. Никогда не возникает ситуации, когда требуются какие-либо дополнительные конструктивные или иные меры для обеспечения необходимой термической стойкости. Поэтому в ближайшем будущем следует ожидать изменения ныне практически формального требования в стандарте к термической стойкости трансформаторов.

В связи с рядом вопросов, связанных с электродинамической стойкостью трансформаторов при КЗ, возникают задачи расчетов процесса нагрева проводников обмоток. При этих расчетах вполне можно полагать процесс адиабатическим, при котором всё выделяющееся в проводниках тепло из-за протекания по ним тока идет на их нагрев, а внешний теплоотвод отсутствует. Такое допущение уместно, так как обычно постоянная времени нагрева проводников в масле или в воздухе составляет несколько десятков минут (постоянная времени нагрева всего масляного трансформатора существенно больше — 1–3 часа), а процесс нагрева при КЗ длится всего доли секунды или единицы секунд. Однако и в этом случае расчет процесса не тривиален, так как его основные параметры — удельное сопротивление и удельная теплоемкость меди (алюминия) — изменяются с изменением температуры. Например, полезно помнить, что на каждый градус увеличения температуры происходит увеличение электрического сопротивления примерно на 0,4%.

На рис. 19 приведены удобные универсальные графики, которые позволяют решать различные варианты задач, возникающих в связи с нагревом проводников. Таких вариантов насчитывается четыре. В каждом из

Таблица 7

Номер варианта	Заданные параметры			Искомый параметр	Ход расчета	
					1-й шаг	2-й шаг
1	j	Δt	T_1	T_2	Рассчитать $\Delta t_0 = \Delta t (j/100)^2$	Найти по графику T_2
2	j	Δt	T_2	T_1		Найти по графику T_1
3	j	T_1	T_2	Δt	Найти по графику Δt_0	Рассчитать $\Delta t = \Delta t_0 (j/100)^2$
4	Δt	T_1	T_2	j		Рассчитать $j = 100(\Delta t_0 / \Delta t)^{0,5}$

вариантов нужно определить одну из неизвестных величин по заданным остальным (табл. 7):

конечную температуру проводника (обмотки) T_2 ;
 начальную температуру T_1 ;
 время нагрева Δt ;
 плотность тока j .

При расчетах необходимо определить промежуточную величину Δt_0 . График на рис. 19 представляет собой зависимость от температуры T условного времени нагрева t_0 при плотности тока 100 А/мм^2 . В вариантах 3 или 4 может быть задана не температура T_1 (или T_2), а повышение температуры $\Delta T = T_2 - T_1$. В этом случае нужно вначале определить $T_2 = T_1 + \Delta T$ (или $T_1 = T_2 - \Delta T$). Аналогично поступают (в конце расчета),

если в вариантах 1 или 2 требуется определить не температуру, а ее повышение ΔT .

При практических расчетах нагрева проводников пользуются также формулами пересчета сопротивлений R и температур T : $\frac{R_{T2}}{R_{T1}} = \frac{235+T_2}{235+T_1}$ для

меди и $\frac{R_{T2}}{R_{T1}} = \frac{225+T_2}{225+T_1}$ для алюминия.

9. Испытания трансформаторов на стойкость при КЗ и экспериментальные исследования

Испытания на электродинамическую стойкость при КЗ — важный этап разработки новых трансформаторов. При испытаниях подтверждаются правильность принятых технических решений, принятые расчетные

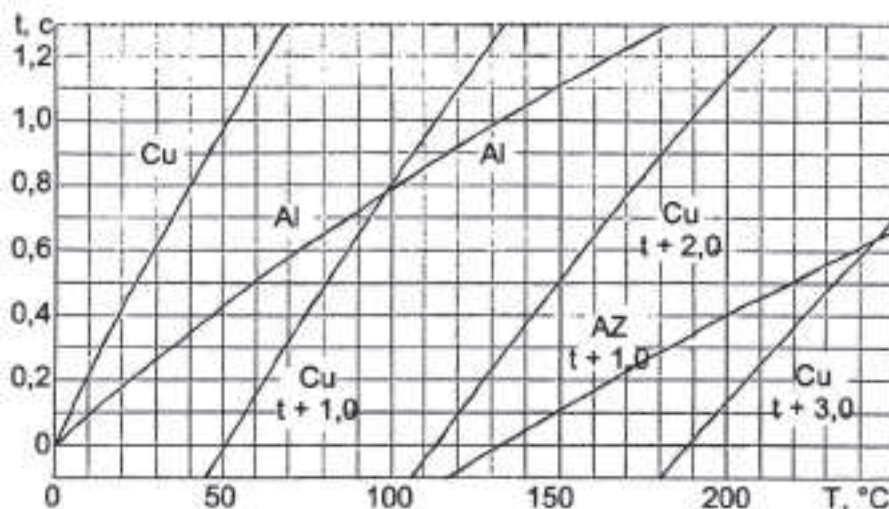


Рис. 19. Вспомогательные графики для расчета задач адиабатического нагрева проводников. (Кривые нагрева меди и алюминия без охлаждения при плотности тока 100 А/мм^2)

запасы. Кроме того, методика расчета магнитного поля, механических напряжений, деформаций, перемещений имеет ряд допущений. Принимается, например, что материалы (проводниковые, изоляционные) характеризуются определенными механическими свойствами, а в действительности возможны отклонения, замена материалов и т.д. Кроме того, испытания по существу контролируют качество изготовления и сборки всех основных узлов трансформатора, в том числе плотность намотки обмоток, необходимый натяг провода при намотке, точность установки прокладок и т.д., соблюдение технологических требований (прессовку обмоток, выполнение мер стабилизации высоты обмотки и т.д.). Как показала многолетняя практика, проведение испытаний на стойкость при КЗ фактически является единственной действенной проверкой не только стойкости обмоток и узлов прессовки к действию осевых, радиальных и тангенциальных сил, но и общего качества изготовления и сборки трансформатора, правильности выбора материалов. Испытания дают важные данные для совершенствования методов расчета стойкости при КЗ. При испытаниях выявляются ошибки и недочеты конструкции, на которые по разным причинам не обратили внимание, например, на прочность закрепления отводов, соединительных шин и т.д. Проходят проверку на действие электродинамических сил вводы вместе с подсоединенными к ним отводами. Особенно важны испытания для тех случаев, когда в трансформаторах применяются новые конструктивные и технологические решения, надежная проверка которых невозможна ни расчетом, ни моделированием, а введение больших запасов «на незнание» экономически не выгодно.

Вместе с тем испытание на стойкость трансформаторов достаточно обременительны для завода-изготовителя. Ведь испытания проводят на специализированных испытательных ударных стендах, расположенных вне завода, часто в другом городе. На транспортировку трансформатора,

испытания, ревизии, разборку требуется большое время, стоимость испытаний высока. Однако стоимость испытаний ни в какое сравнение не идет с ущербом от аварии трансформатора, и они должны проводиться. Лишь в отдельных случаях можно заменить испытания сравнением с аналогичным трансформатором — прототипом. Прототип должен удовлетворять ряду строгих требований (тот же тип, те же конструкция и технология изготовления, тот же изготовитель, давность испытаний — 5–8 лет, расчетные запасы не более, чем у трансформатора, мощность не менее и не более чем в два раза и т.д.).

Ударный стенд имеет источники кратковременной большой мощности. Это могут быть ударные генераторы — специальные турбогенераторы большой мощности, не имеющие форсированного охлаждения, но имеющие повышенную динамическую стойкость при КЗ, и вращающиеся без нагрузки на валу.

Стенд может быть и сетевым, если он расположен рядом с мощной электрической станцией или линией передачи. Тогда на сетевом стенде должны быть мощные и динамически стойкие при частых нагрузках ударные трансформаторы.

На ударном стенде должен быть специальный коммутационный аппарат — замыкатель цепи КЗ с точным временем включения в нужную фазу напряжения.

Вся сложная процедура испытаний, принятая в РФ, подробно описана в стандарте ГОСТ 20243 «Трансформаторы силовые. Методы испытаний на стойкость при коротком замыкании».

При подготовке трансформатора к испытаниям составляется программа испытаний, в которой помимо прочего проводится анализ расчета и выбор на основе данных этого расчета наиболее опасных режимов испытаний.

В каждом из режимов испытаний трансформатор должен подвергаться пяти зачетным опытам КЗ: четырем — в режиме, соответствующему такому ответвлению, при котором

расчет дал самые большие силы и самые малые коэффициенты запаса, и одному — при полностью включенных витках обмоток, участвующих в этом режиме. Каждый зачетный опыт КЗ является для трансформатора «тяжелым испытанием», вероятность того, что он подвергнется такому испытанию в эксплуатации, очень мала. Поэтому необходимость пятого зачетного опыта с полным числом витков, вообще говоря, сейчас считается сомнительной, так как он фактически проверяет не стойкость обмоток, а надежность пайки и сварки проводников и надежности контактов переключателей.

Длительность зачетных опытов — 0,5–1 с, но допускается и 0,2 с. Для проверки термической стойкости длительность 5-го зачетного опыта КЗ увеличивается до величины t_K (3–15 с), если это допускается испытательной установкой.

Последовательность режимов испытаний выбирается соответственно ожидаемому увеличению расчетных сил.

Трехфазные трансформаторы предполагается испытывать в трехфазном режиме (если это допускает ударный стенд) или пофазно. В этом случае обычно применяют так называемые эквивалентные схемы испытаний (рис. 20). Смысл применения этих схем в том, чтобы по возможности ближе к трехфазному испытанию воспроизвести влияние магнитного поля, создаваемого током в соседних фазах. Так как в этих фазах ток в 2 раза меньше, силы в них меньше в

4 раза, и такие испытания для них не опасны. Представляется, что однофазные и трехфазные испытания различаются незначительно, однако предпочтительны испытания однофазные. Ведь при этих испытаниях получается гораздо больше информации о стойкости трансформатора при КЗ, имеется возможность на каждой фазе создать нужный режим КЗ, проведение таких испытаний и обработка их результатов проще.

При опытах КЗ трансформатор, замкнутый предварительно накоротко, подключают в определенный момент времени (для обеспечения необходимой апериодической составляющей и ударного тока КЗ) к мощному источнику переменного тока: ударному генератору или сети. Можно также вначале подать напряжение на одну обмотку, а потом в нужную фазу замкнуть вторичную обмотку. И первый, и второй способ имеет свои преимущества и недостатки.

При первом способе до включения трансформатора напряжение (напряжение ХХ) будет существенно больше напряжения на трансформаторе в опыте КЗ. При этом увеличенного напряжения на трансформаторе не будет ни в один момент времени как из-за падения напряжения в источнике (генераторе, сети), так и из-за того, что обычно для получения максимальной апериодической составляющей в токе КЗ включение производят в момент времени, когда напряжение проходит через нулевое значение.

Первый способ позволяет более полно использовать мощность стенда.

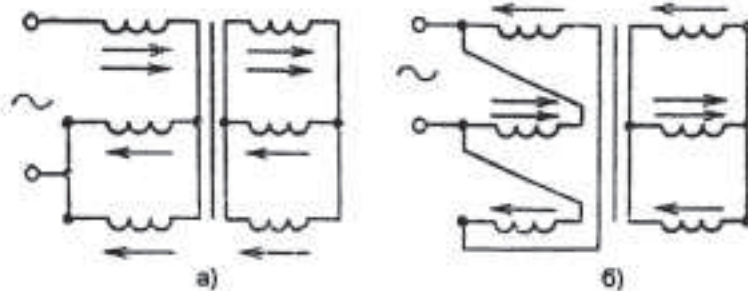


Рис. 20. Схемы испытаний трехфазного трансформатора от однофазного источника напряжения (эквивалентные схемы). Двумя стрелками обозначена испытываемая фаза, по которой протекает ток КЗ вдвое больший, чем в двух других фазах: а — обмотки трансформатора соединены в звезду; б — обмотки трансформатора соединены в треугольник

Как известно, максимальную мощность можно получить от источника тогда, когда сопротивление нагрузки равно внутреннему сопротивлению источника. В этом случае мощность в нагрузке (на испытуемом трансформаторе) будет равна $S_{кз}/4$, где $S_{кз}$ — т.н. условная (никогда не достижимая на нагрузке) мощность КЗ генератора (или сети), равная произведению напряжения ХХ на ток КЗ.

При втором способе перед испытанием на КЗ трансформатор какое-то время оказывается включенным на повышенное напряжение. Но это напряжение ХХ по стандарту не должно быть больше 1,15 номинального, иначе получится недопустимое перевозбуждение трансформатора. Поэтому мощность источника будет расходоваться нерационально.

В первом случае возможно возникновение намагничивающего тока из-за насыщения магнитной системы. Например, при подаче напряжения на обмотку, ближайшую к стержню (при закороченной внешней обмотке), в начале процесса КЗ возникает сильное насыщение стержня. При этом ударный ток первичной внутренней обмотки оказывается больше тока вторичной обмотки (приведенного к первичному). В результате искажается магнитное поле и силы; например, существенно снижаются радиальные силы сжатия внутренней обмотки и повышаются осевые силы внешней обмотки. Такой режим принципиально возможен и в эксплуатации (например, случайное включение трансформатора после его ремонта «на закоротку», что встречалось на практике). Но этот режим по радиальным силам сжатия может оказаться и менее опасным, чем режим без насыщения. Поэтому при возникновении намагничивающего тока при испытаниях трансформатор может оказаться «недоиспытанным».

Отечественный стандарт [2] предписывает при испытаниях принимать меры, исключающие насыщение магнитной системы. Для этого разработано несколько способов. Наиболее простой способ — использование остаточной индукции в стержне. Этот

способ основан на том, что при испытаниях апериодическая составляющая тока КЗ намагничивает стержень, эта намагниченность остается после опыта КЗ, так как в силу кратковременности времени опыта КЗ он не успевает размагнититься. Для снижения намагничивающего тока очередной опыт необходимо производить с измененной на 180° фазой напряжения.

Разработаны схемы намагничивания трансформатора от источника постоянного тока небольшой мощности перед опытом КЗ. К ним относится приведенная в приложении к стандарту схема намагничивания со стороны закороченной обмотки, применяемая на стенде НИЦ ВВА (рис. 21), и схема намагничивания со стороны испытываемой обмотки [30], применяемая на стенде ВЭИ (рис. 22).

При испытаниях требуется обеспечить, чтобы ударный ток отклонялся от нормируемого не более, чем на 5%, а установившийся — на 10%.

Стандарт регламентирует проводить испытания на предварительно нагретом трансформаторе (до рабочей температуры), однако на испытательном стенде обеспечить это часто невозможно. Поэтому стандарт допускает проведение испытаний без нагрева, если расчетами показано, что механические напряжения в проводах при максимально возможной для данного трансформатора температуре меньше предельно допустимых (для рабочей температуры). Обычно это для масляных трансформаторов выполняется. Затруднения возникают при испытаниях сухих трансформаторов, в которых расчетом трудно учесть снижение уровня стойкости при КЗ из-за размягчения при высокой температуре изоляционных материалов (например, эпоксидной смолы).

Испытания на стойкость при КЗ опасны из-за возможности возникновения пожара, что иногда на стендах происходило. Это — одна из причин испытания трансформатора без масла и бака, т.е. испытание выемной части (возникающий при испытаниях вне бака пожар относительно легко потушить). Вторая важная причина — возможность установки датчиков силы и

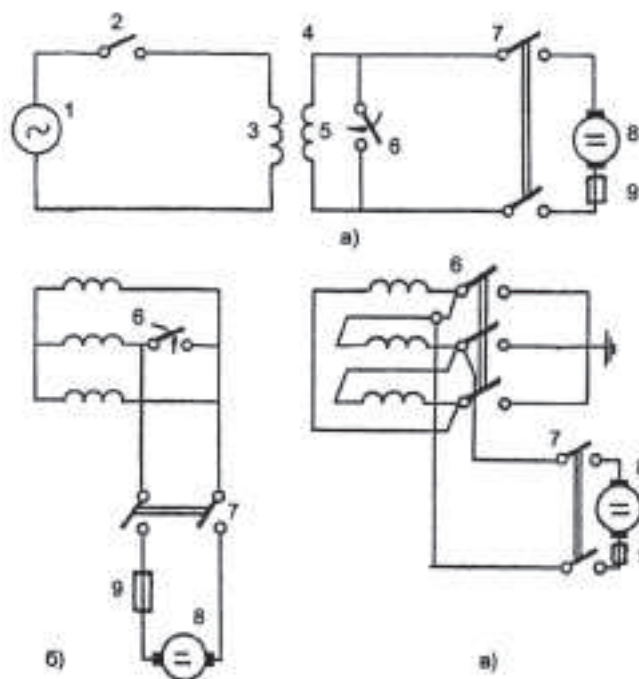


Рис. 21. Схемы принудительного намагничивания трансформатора со стороны закороченной обмотки перед опытом КЗ для ликвидации броска намагничивающего тока: а — при испытании однофазного трансформатора; б, в — при испытаниях трехфазного трансформатора с закорачиваемыми обмотками, соединенными в звезду и треугольник; 1 — источник напряжения (ударный генератор, сеть), 2 — замыкатель; 3, 4, 5 — испытываемый трансформатор и его первичная и вторичная обмотки; 6, 7 — выключатели, 8 — источник постоянного тока (генератор, аккумулятор); 9 — токоограничивающий резистор

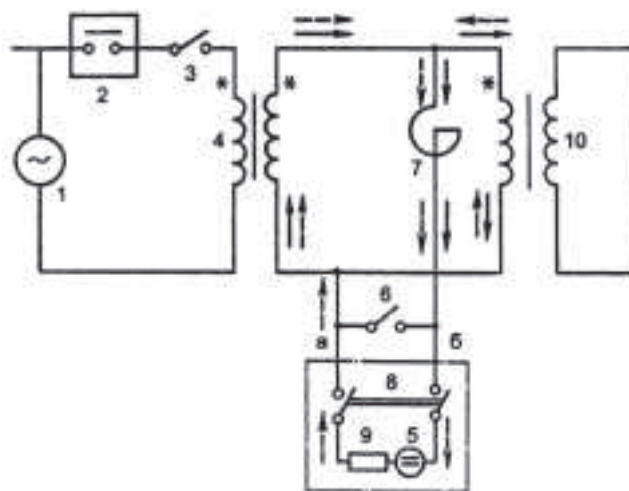


Рис. 22. Схема принудительного намагничивания трансформатора перед опытом КЗ со стороны подключаемой к напряжению обмотки для ликвидации броска намагничивающего тока: 1 — источник напряжения (ударный генератор, сеть); 2 — замыкатель; 3, 6, 8 — выключатели; 4 — испытательный (ударный) трансформатор; 5 — источник постоянного тока (генератор, аккумулятор); 7 — токоограничивающий реактор; 9 — токоограничивающий резистор; 10 — испытываемый трансформатор. Сплошными стрелками показано направление переменного тока КЗ, пунктирными — постоянного тока намагничивания

перемещений, возможность визуального наблюдения обмотки и элементов конструкции в процессе опыта КЗ. Поэтому отечественный стандарт допускает испытания без бака, хотя силы КЗ в трансформаторе с баком и

без бака различны (сравнительные испытания и расчеты показали, что это различие, как правило, несущественно).

Трансформатор считают выдержавшим испытания на стойкость при

КЗ, если после испытаний не обнаружены остаточные деформации и перемещения катушек и витков обмоток, узлов прессующей конструкции, отводов и ошиновки. При этом трансформатор должен успешно выдержать повторные испытания переменным напряжением (двойным индуцированными и 80%-ным приложенным). Осциллограммы наладочных и зачетных опытов КЗ не должны зарегистрировать повреждений. Не допускается после испытаний повышение реактивной составляющей сопротивления КЗ более, чем на 1,5% для трансформаторов с концентрическими обмотками круглого сечения, снижение силы прессовки обмоток более, чем на 40% и др. Поэтому до испытаний, в процессе испытаний (в процессе опытов КЗ и между опытами) и после испытаний предусмотрена система измерений, вспомогательных испытаний, контрольных обмеров, ревизий и разборка активной части. Внутреннее состояние обмоток и узлов конструкции трансформатора недоступно для детального осмотра, поэтому очень важно применять средства «неразрушающего» дефектографирования повреждений. Чаще всего измеряются изменения реактивного сопротивления КЗ, при этом требуется точность измерений порядка десятых долей процента [23]. Современным и одним из наиболее эффективных является разработанный в ВЭИ метод низковольтных импульсов (установка «Импульс», [24]).

Стенд оснащен оборудованием, которое обычно дает сравнение результатов испытаний с расчетными данными, заключение о том, выдержал ли трансформатор испытания, указывает основные причины повреждений, дает рекомендации по устранению дефектов и внесению изменений в конструкцию и технологию изготовления трансформатора для обеспечения его необходимой стойкости при КЗ.

Кроме испытаний трансформаторов на стойкость при КЗ, на стендах испытывают модели обмоток и образцы обмоток (так называемые полномасштабные модели). В настоящее

время созданы электромагнитные устройства [7, 11, 20, 27], позволяющие в условиях, максимально приближенных к условиям КЗ в трансформаторах, проводить испытание на действие осевых сил (МОУ, РОСТ), радиальных сил (РОСТ), обмоток и стержней трансформаторов с обмотками (ДИНА, ЛДУ). При испытаниях моделей получают данные для использования их при разработке методов расчета, выявления влияния отдельных конструктивных и технологических факторов, а также для демонстрации стойкости при КЗ тех мощных трансформаторов, которые не могут быть испытаны на стенде.

В РФ стенды, на которых испытывают трансформаторы на стойкость при КЗ, есть в ВЭИ. НИЦ ВВА, УЭТМ. В г. Тольятти был сетевой стенд, на котором до 1990 г. испытывались мощные трансформаторы и реакторы. За рубежом имеются стенды в Голландии (КЕМА), Франции (Ренардье), Италии (ЧЕЗИ), Канаде (Гидро Квебек) и в других странах.

10. Отраслевая методика расчета и система программ РЭСТ (ВЭИ) для расчета электродинамической стойкости трансформаторов при КЗ

В настоящее время расчеты электродинамической стойкости при КЗ при проектировании трансформаторов проводят на компьютерах, пользуясь специально разработанными программами. Эти программы составлены по алгоритмам, соответствующим методикам расчета. Самой первой отечественной системой программ была система РЭСТ (Расчет Электродинамической Стойкости), разработанная в ВЭИ [3]. Эта система создана на базе методики расчета ВЭИ, которая основана на многолетних теоретических и экспериментальных исследованиях моделей, в том числе полномасштабных моделей обмоток при действии радиальных сил МДУ, осевых сил МОУ и РОСТ [10]. Методика учитывает результаты многолетних испытаний трансформаторов на стойкость при КЗ трансформаторов на стендах ВЭИ, НИЦ ВВА (Бескудниково), МИС (филиал ВЭИ,



Рис. 23. Укрупненная блок-схема пакета программ РЭСТ (расчет электродинамической стойкости трансформаторов)

Тольятти), а также опыт разбора аварий при КЗ трансформаторов в эксплуатации. Методика расчета ВЭИ была выпущена в 1977 г. как обязательный для применения на заводах Руководящий документ РД 16.431 «Трансформаторы силовые. Расчет электродинамической стойкости обмоток при коротком замыкании». В течение всех

последующих лет методика совершенствуется и дополняется на основе опыта расчетов, результатов исследований и испытаний. Совершенствуется и дополняется система программ РЭСТ. Назначение, возможности и ограничения пакета РЭСТ показаны в табл. 8, а блок-схема пакета программ приведена на рис. 23.

Таблица 8

1. Область применения	Трансформаторы, автотрансформаторы, реакторы без стали, реакторы с немагнитными зазорами
2. Обмотки	Непрерывные, винтовые, дисковые, слоевые
3. Тип провода	Медный, алюминиевый, прямоугольный, круглый, транспонированный, подразделенный
4. Методы расчета поля	Плоскопараллельное поле с однократным отражением от стержня, стержня и ярем, стержня и бака, ярем и бака, без отражений. Цилиндрическое без стали. Автоматическое формирование расчетных схем (разбивка на зоны) и координатной сетки (по катушкам)
5. Виды электромеханических воздействий	Осевые силы на обмотку, катушку, прессующие устройства. Необходимые силы прессовки, в том числе при общей запрессовке. Радиальные силы на обмотку, катушку, проводник. Тангенциальные силы на обмотку, полуобмотку, катушку (виток), отводы
6. Виды критериев стойкости	Осевая устойчивость (на «полегание»). Силы на опоры. Радиальная устойчивость, прочность, остаточные радиальные деформации
7. Исследовательские расчеты	Осевые силы с учетом динамического характера. Зависимость осевых сил от силы прессовки, от разницы высот и несимметрии обмоток. Зависимость радиальных и тангенциальных сил от осевых сил
8. Дополнительные возможности	Расчет основных и добавочных потерь в обмотках и катушках. Тепловой расчет катушек при разных системах охлаждения, расчет наиболее нагретой точки. Расчет поля на произвольных отрезках и образующих
9. Ограничения	10 обмоток (концентроров), 30 образующих (отрезков), 200 катушек (точек) по высоте обмотки (длине отрезка), 16 типов катушек, 54 типа канала в обмотке, 2 осевых канала в обмотке, 100 отключенных групп катушек, 25 расчетных режимов
10. Сервисные возможности	Диалоговый ввод данных и управление расчетом, вывод результатов в числовые и текстовые файлы, сводные таблицы основных результатов расчета, расчет до середины высоты обмотки, вывод графиков поля и сил, в том числе сокращенный с экстремальными значениями, ввод и вывод на английском языке

Методы и алгоритмы расчета стойкости трансформаторов при КЗ, разработанные в ВЭИ и реализованные в пакетах программ РЭСТ (ВЭИ), РСТ (ВИТ) и других программных продуктах, в настоящее время являются нормативными и широко используемыми инструментами по анализу стойкости обмоток трансформаторов, на заводах России, в странах СНГ, в других странах.

Литература

1. ГОСТ 11677-85. Трансформаторы силовые. Общие технические условия.

2. ГОСТ 20243-74. Трансформаторы силовые. Методы испытаний на стойкость при коротком замыкании.

3. Отраслевая методика расчета: Трансформаторы силовые. Расчет электродинамической стойкости обмоток при коротком замыкании (РТМ16800.428-77, РД16-431-88) / В.П. Зенова, А.И.Лурье, Л.И. Мильман, А.Н. Панибратец. МЭТП СССР. 1977

4. Манькин Э.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И., Мильман Л.И. Прочность трансформаторов при коротких замыканиях: методы испытаний, расчеты на прочность. Доклад 12-11 на сессии CIGRE. Париж. 1968. (Short-circuit strength of transformers: test, methods; calculation of short-circuit strength. CIGRE. Paris. 1968).

5. Лейтес Л.В. Электромагнитные расчеты трансформаторов и реакторов. М.: Энергия. 1981.

6. Bertagnolli G. Short-circuit duty of power transformers. ABB Transformatori Legnano (Milano). 1998.
7. Панибратец А.Н. Исследования и расчеты электродинамической стойкости при коротких замыканиях мощных силовых трансформаторов. Дисс. на соиск. уч. степ. канд. техн. наук. М.: ВЭИ. 1999.
8. Лурье А.И. Об определении максимального тока при включении цепи RL на переменное напряжение. Электричество. 1997. № 12.
9. Лурье А.И. Ударный ток трансформаторов и реакторов при коротком замыкании с учетом добавочных потерь. Электричество. 2001. № 2.
10. Зенова В.П., Левицкая Е.И., Лурье А.И., Люблин И.Ш., Панибратец А.Н. Система программ РЭСТ для расчета электродинамической стойкости, потерь и нагревов трансформаторов и реакторов. Электротехника. 1996. № 8.
11. Лурье А.И. Электродинамическая стойкость трансформаторов при коротких замыканиях и пути ее повышения. Электротехника, 1978. № 5.
12. Левицкая Е.И., Лурье А.И. Электродинамическая прочность трансформаторов I—II габаритов со слоевыми обмотками. Электротехника. 1967. № 4.
13. Лурье А.И. Осевые усилия в обмотках трансформаторов. Электричество, 1972. № 4.
14. Лурье А.И., Мильман Л.И. Экспериментальное исследование осевой устойчивости обмоток трансформаторов при коротком замыкании. Электротехника. 1985. № 12.
15. Лурье А.И., Савельев М.П. Динамические осевые усилия в обмотках трансформаторов. Электричество. 1972. № 6.
16. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Лурье А.И. Методика сравнения расчетных и опытных осевых сил в обмотках трансформаторов при коротком замыкании. Электротехника. 1986. № 6.
17. Лурье А.И. Расчет трансформаторов, имеющих запрессовку нескольких обмоток общим кольцом. Электрические станции, 1971. № 6.
18. Лурье А.И., Мильман Л.И. Расчет прочности наружных обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания. Электричество. 1965. № 8.
19. Лурье А.И., Мильман Л.И. Расчет внутренних обмоток трансформаторов на прочность с учетом конечной ширины реек. Электричество. 1971. № 9.
20. Зенова В.П., Иванова Н.С., Лурье А.И., Мильман Л.И. Электродинамическая устойчивость наружных обмоток трансформаторов больших мощностей. Электричество, 1971, № 10.
21. Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И., Панибратец А.Н. Тангенциальные силы в обмотках трансформаторов при коротком замыкании. Всес. научно-техн. конф. «Создание комплексов электротехнического оборудования высоковольтной, преобразовательной, сильноточной и полупроводниковой техники». М.: ВЭИ. 1990.
22. Лурье А.И., Панибратец А.Н., Шлегель О.А. и др. Испытания на стойкость при коротком замыкании трансформатора типа ТДТН-25000/110 на мощном испытательном стенде г. Тольятти. Электротехника. 1987. № 4.
23. Лурье А.И., Шлегель О.Г. Измерение отклонения индуктивного сопротивления при электродинамических испытаниях силовых трансформаторов. Электротехника. 1991. № 12.
24. Дробышевский А.А., Левицкая Е.И., Андреев Д.В., Бельцер В.Р. Диагностика деформаций обмоток силовых трансформаторов и реакторов методом низковольтных импульсов. Электротехника. 1997. № 3.
25. Зенова В.П., Лурье А.И., Мильман Л.И. Исследование устойчивости обмоток трансформаторов из транспонированного провода. Электротехника. 1978. № 4.
26. Лурье А.И., Мильман Л.И. Экспериментальное исследование осевой устойчивости обмоток трансформаторов при коротком замыкании. Электротехника. 1985. № 12.
27. Конов Ю.С., Хубларов Н.Н. Полноразмерные модели для исследования электродинамической стойкости крупных трансформаторов. Электрические станции. 1980. № 3.
28. Бунин А.Г., Конторович Л.Н., Виногреев М.Ю. Расчет распределения токов и напряжений в обмотках трансформаторов. Электротехника. 1977. № 4.
29. Сергеенков Б.Н., Киселев В.М., Акимова Н.А. Электрические машины. Трансформаторы: Уч. пособие для электромеханич. спец. вузов. М.; Высш. школа. 1989.
30. Левицкая Е.И., Лурье А.И., Ляшенко В.Д. Устройство для испытаний трансформаторов на электродинамическую стойкость при коротком замыкании. А.с. СССР 1335904. Оpubл. в БИ. 1987. № 33.
31. Левицкая Е.И., Лурье А.И., Панибратец А.Н. Проблема электродинамической стойкости трансформаторов при коротких замыканиях. Электротехника. 2001. № 4.

Об определении максимального тока при включении цепи RL на переменное напряжение

Лурье А.И.

Рассмотрим процесс включения источника переменного синусоидального напряжения в цепь последовательно соединенных активного сопротивления и постоянной индуктивности (рис. 1). В частном случае такой процесс характерен для короткого замыкания (КЗ) трансформатора. Как известно, ток переходного процесса, полученный в результате интегрирования дифференциального уравнения

$$u = iR + L di / dt,$$

при нулевом начальном условии содержит периодическую и аperiodическую составляющие (т.е. принужденный, или установившийся, и свободный ток):

$$\frac{i(t)}{I\sqrt{2}} = \sin(\omega t + \psi - \varphi_K) - e^{-\frac{t}{\tau}} \sin(\psi - \varphi_K), \quad (1)$$

где $I = U / Z$ — действующее значение установившегося тока цепи; $Z = \sqrt{(\omega L)^2 + R^2} = u_K \frac{U_H^2}{S_H} = \sqrt{(u_p^2 + u_a^2)} \frac{U_H^2}{S_H}$ — полное сопротивление цепи или короткозамкнутого трансформатора; S_H, U_H — номинальные мощность и напряжение трансформатора; ψ — фаза включения напряжения;

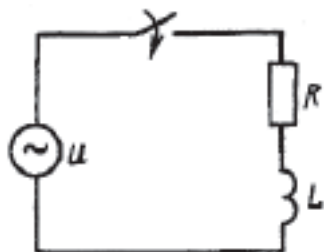


Рис. 1. Цепь последовательно соединенных активного сопротивления R и постоянной индуктивности L [напряжение источника $u(t) = U\sqrt{2} \sin(\omega t + \psi)$]

$\omega = 2\pi f$ — круговая частота; f — частота сети; $\tau = L / R = 1 / \omega(u_p / u_a)$ — постоянная времени затухания аperiodического тока; $\varphi_K = \arctg(\omega L / R) = \arctg(u_p / u_a) = \arctg(\omega\tau)$ — угол сдвига фаз напряжения и тока в установившемся режиме цепи RL или короткозамкнутого трансформатора; u_p и $u_a = P_K / S_H$ — реактивная и активная составляющие напряжения КЗ трансформатора u_K (в долевых единицах или процентах); P_K — потери короткого замыкания; $u_p / u_a = \omega L / R$ — параметр, который обычно используется для определения тока КЗ трансформатора; при других расчетах этот параметр называется добротностью короткозамкнутого трансформатора Q .

В частном случае при фазе включения ψ , равной углу φ_K , имеем $\psi - \varphi_K = 0$, т.е. второй член в (1) обращается в нуль. Это значит, что переходный процесс отсутствует и сразу после включения возникает установившийся режим.

В общем случае кривая тока (рис. 2,а) при определенной (заданной) фазе включения напряжения ψ имеет в начале процесса характерный максимум I_{\max} , возникающий в момент времени t_{\max} (то есть при фазе ωt_{\max}), который можно определить методом экстремума функции одной переменной t : путем решения уравнения, получаемого после нахождения производной тока по времени, и приравнивания ее нулю:

$$\frac{1}{I\sqrt{2}} \frac{di}{dt} = \omega \cos(\omega t_{\max} + \psi - \varphi_K) + \frac{\omega t_{\max}}{u_p / u_a} e^{-\frac{\omega t_{\max}}{u_p / u_a}} \sin(\psi - \varphi_K) = 0. \quad (2)$$

Момент времени t_{\max} или фазу ωt_{\max} из этого уравнения простой формулой (т.е. в замкнутом виде) по-

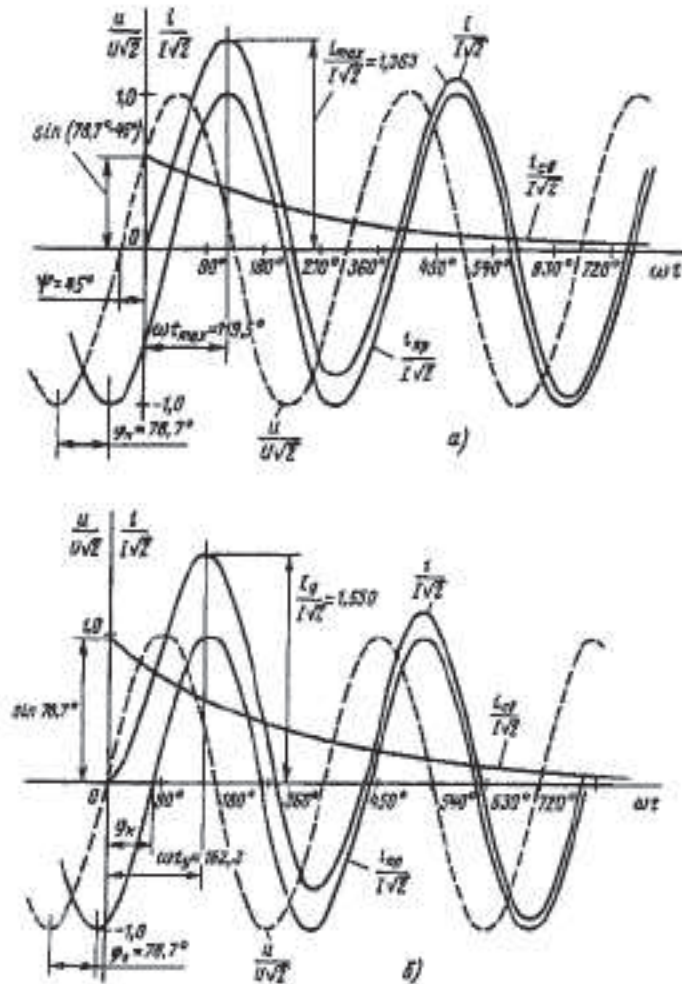


Рис. 2. Принужденный (установившийся) ток $i_{пр}(t)$, свободный ток $i_{св}(t)$ и переходный ток $i(t) = i_{пр}(t) + i_{св}(t)$ в цепи RL по рис. 1; $u_p / u_a = 5$, ток $i_{пр}(t)$ отстает от напряжения $u(t)$ на угол $\varphi_k = \text{arctg} 5 = 78,7^\circ$: а — фаза включения напряжения $\psi = 45^\circ$; $u / U\sqrt{2} = \sin(\omega t + 45^\circ)$;

$i_{пр} / I\sqrt{2} = \sin(\omega t + 45^\circ - 78,7^\circ)$; $i_{св} / I\sqrt{2} = e^{-\frac{\omega t \pi}{180 \cdot 5}} \times \sin(78,7^\circ - 45^\circ)$; б — фаза включения напряжения $\psi_y = 0$; $u / U\sqrt{2} = \sin(\omega t + \psi_y) = \sin \omega t$; $i_{пр} / I\sqrt{2} = \sin(\omega t - 78,7^\circ)$; $i_{св} = e^{-\frac{\omega t \pi}{180 \cdot 5}} \sin 78,7^\circ$

лучить, как известно, невозможно. Искомая фаза ωt_{\max} входит аргументом в функции разного вида (косинус и экспонента), поэтому уравнение (2) будет трансцендентным. Так как нет простой формулы для ωt_{\max} , не может быть простой формулы и для максимального тока I_{\max} . Обычно для определения численных значений ωt_{\max} и I_{\max} применяют многократные расчеты по формуле (1) при равных «пробных» значениях ωt_{\max} , при этом

точное значение максимального тока можно получить только при достаточно большом числе расчетов.

Однако можно воспользоваться известным методом итераций для решения трансцендентных уравнений [1]. Для этого напишем уравнение (2) в несколько другом виде, так, чтобы искомая величина ωt_{\max} стояла в левой части уравнения. При этом выразим все аргументы для удобства расчетов в электрических градусах:

$$\omega t_{\max}^{(k)} = (\arctg u_p / u_a - \psi) + \left. \begin{array}{l} + \arccos \left[\frac{\sin[\arctg\left(\frac{u_p}{u_a}\right) - \psi] - \frac{\omega t_{\max}^{(k-1)} \pi}{180 \frac{u_p}{u_a}}}{\frac{u_p}{u_a}} \right] e^{-\frac{\omega t_{\max}^{(k-1)} \pi}{180 \frac{u_p}{u_a}}} \end{array} \right\} \quad (3)$$

В уравнении (3) верхний индекс (k) означает номер очередной итерации ($k=1, 2, 3, \dots$). При первой итерации ($k=1$) «исходную» фазу $\omega t_{\max}^{(0)}$ лучше взять как можно ближе к искомой, но можно ее взять и любой, в частности $\omega t_{\max}^{(0)} = 90^\circ$.

Например, для $u_p / u_a = 5$ и $\psi = 45^\circ$ при выбранной фазе $\omega t_{\max}^{(0)} = 90^\circ$ с учетом $\arctg 5 = 78,69^\circ$ имеем:

$$\begin{aligned} \omega t_{\max}^{(1)} &= (78,69^\circ - 45^\circ) + \\ &+ \arccos \left[\frac{\sin(78,69^\circ - 45^\circ)}{5} e^{-\frac{90^\circ \pi}{180^\circ \cdot 5}} \right] = 119,04^\circ; \\ \omega t_{\max}^{(2)} &= 33,69^\circ + \\ &+ \arccos \left[\frac{\sin 33,69^\circ}{5} e^{-\frac{119,04^\circ \pi}{180^\circ \cdot 5}} \right] = 119,49^\circ; \\ \omega t_{\max}^{(3)} &= 119,50^\circ. \end{aligned}$$

Далее итерации можно не продолжать, так как уже при втором расчете получился достаточно точный результат, а третий расчет фактически проведен для проверки.

По найденной фазе максимально-го тока последний определяется с помощью формулы (1):

$$\begin{aligned} \frac{I_{\max}}{I \sqrt{2}} &= \sin(119,5^\circ - 45^\circ + 78,69^\circ) + \\ &+ e^{-\frac{119,5^\circ \pi}{180^\circ \cdot 5}} \sin(78,69^\circ - 45^\circ) = 1,363. \end{aligned}$$

Представленный расчет более точный и быстрый, чем простой подбор. Как видно, итерационный процесс, который обычно ассоциируется с большим объемом вычислений и применением компьютера, в нашем

случае сводится к двум-трем вычислениям на калькуляторе, имеющем элементарные функции. Помимо прочего, итерационный процесс удобен и тем, что случайные ошибки или описки при расчете влияют только на увеличение числа итераций.

Заметим, что фазу ωt_{\max} из уравнения (2) можно выразить и вторым способом:

$$\omega t_{\max} = \frac{180^\circ}{\pi} \frac{u_p}{u_a} \ln \frac{\sin \left[\arctg \left(\frac{u_p}{u_a} \right) - \psi \right]}{\cos \left[\omega t_{\max} + \psi - \arctg \left(\frac{u_p}{u_a} \right) \right]}.$$

Однако итерационный процесс при расчетах по этой формуле расходится.

На практике чаще всего встречаются задачи, в которых требуется определить максимально возможный ток, так называемый ударный ток КЗ I_y , который возникает не при произвольной фазе включения ψ , а при определенной (особенной, единственной) фазе ψ_y : $I_y = I_y(\psi_y) = \max \{ I_{\max}(\psi) \}$. Фазу включения ψ_y необходимо определить в первую очередь, далее необходимо определить фазу возникновения ударного тока ωt_y и сам ударный ток I_y .

Поставленная задача существенно облегчается, если принять, что для мощных трансформаторов или высоковольтных контуров RL активное сопротивление пренебрежимо мало, т.е. $R=0$, $\varphi_k=90^\circ$. При этом, как следует из (1), переходный процесс будет длиться бесконечно, а ударный ток возникает при фазе включения $\psi_y=0$, фаза этого тока будет $\omega t_y=180^\circ$, а отношение ударного тока к амплитуде установившегося будет равно двум.

В общем случае $R \neq 0$ задача усложняется, формулу тока (1) следует рассматривать уже не как функцию одной переменной $i(\omega t)$, а как функцию двух переменных $i(\omega t, \psi)$. Необходимо найти максимум (оптимум) этой функции $I_y = I_y(\omega t_y, \psi_y)$. Теория функций многих переменных, в нашем случае двух переменных, регламентирует определять аргументы

ωt_y и ψ_y при решении системы двух уравнений с двумя неизвестными [2], причем каждое из этих уравнений получается при равенстве нулю частных производных функции $i(\omega t, \psi)$ по аргументам ωt и ψ :

$$\frac{1}{I\sqrt{2}} \frac{\partial i}{\partial t} = \omega \cos(\omega t_y + \psi_y - \varphi_K) + \frac{\omega t_y}{u_p/u_a} e^{-\frac{\omega t_y}{u_p/u_a}} \sin(\psi_y - \varphi_K) = 0; \quad (4)$$

$$\frac{1}{I\sqrt{2}} \frac{\partial i}{\partial \psi} = \cos(\omega t_y + \psi_y - \varphi_K) + e^{-\frac{\omega t_y}{u_p/u_a}} \cos(\psi_y - \varphi_K) = 0. \quad (5)$$

После деления (4) на ω , вычитания (5) из (4) и сокращения на экспоненциальный множитель, можно получить и решить уравнение для фазы включения ψ_y :

$$1/(u_p/u_a) \sin(\psi_y - \varphi_K) + \cos(\psi_y - \varphi_K) = 0, \quad (6)$$

отсюда при $(u_p/u_a) = \operatorname{tg} \varphi_K$ следует:

$$\operatorname{tg}(\psi_y - \varphi_K) = -\operatorname{tg} \varphi_K; \quad \psi_y = 0, \quad \text{или} \quad \psi_y = \pi. \quad (7)$$

Таким образом, для достижения возможно большого броска переходного тока процесса — ударного тока I_y — включение должно быть проведено при прохождении кривой напряжения через нулевое значение, причем это условие экстремума тока $\psi_y = 0$ или $\psi_y = \pi$ одинаково при любых значениях параметра u_p/u_a .

Для того чтобы решить вторую половину задачи — определить ударный ток I_y , необходимо определить фазу ударного тока ωt_y из уравнения (3) или (4), подставив в них $\psi_y = 0$:

$$\left(\frac{u_p}{u_a}\right) \cos(\omega t_y - \varphi_K) - e^{-\frac{\omega t_y}{u_p/u_a}} \sin \varphi_K = 0; \quad (8)$$

$$\cos(\omega t_y - \varphi_K) - e^{-\frac{\omega t_y}{u_p/u_a}} \cos \varphi_K = 0. \quad (9)$$

Однако из этих трансцендентных уравнений фазу ударного тока ωt_y как функцию параметра u_p/u_a простой формулой выразить нельзя. Воспользуемся уже описанным методом итераций, получив при этом итерационную формулу из более простого уравнения (9):

$$\omega t_y^{(k)} = \arctg(u_p/u_a) + \arccos \left[e^{-\frac{\omega t_y^{(k-1)} \pi}{180^\circ \frac{u_p}{u_a}}} \cos \arctg\left(\frac{u_p}{u_a}\right) \right]. \quad (10)$$

Покажем в качестве примера первые итерации при $u_p/u_a = 5$ и $\omega t_y^{(0)} = 180^\circ$:

$$\begin{aligned} \omega t_y^{(1)} &= \arctg 5 + \arccos \left[e^{-\frac{180^\circ \pi}{180^\circ \cdot 5}} \cos \arctg 5 \right] = \\ &= 78,690^\circ + 83,990^\circ = 162,684^\circ; \\ \omega t_y^{(2)} &= 162,3087^\circ; \quad \omega t_y^{(3)} = 162,3004^\circ; \\ \omega t_y^{(4)} &= 162,3002^\circ. \end{aligned}$$

Если в качестве «исходного» приближения взять более точно $\omega t_y^{(0)} = 90^\circ + \arctg(u_p/u_a) = 90^\circ + 78,69^\circ = 168,69^\circ$, то $\omega t_y^{(1)} = 162,4417^\circ$; $\omega t_y^{(2)} = 162,3033^\circ$; ...

Таким образом, в любом случае достаточны две-три итерации для получения $\omega t_y = 162,3^\circ$.

В нашем примере

$$\begin{aligned} I_y / I\sqrt{2} &= \sin(162,3^\circ - \arctg 5) + \\ &+ e^{-\frac{162,3^\circ \pi}{180^\circ \cdot 5}} \sin \arctg 5 = 1,550. \quad (11) \end{aligned}$$

Рассмотренный пример проиллюстрирован на рис. 2,б.

В таблице представлены результаты расчетов по изложенному методу фазы абсолютного максимума ωt_y и коэффициентов для определения самого ударного тока I_y в зависимости от параметра u_p/u_a , обычно применяемого при расчете электродина-

Параметр $\frac{u_p}{u_a} = \omega\tau$	Результаты расчетов						
	ωt_y , град.	$K_y = \frac{I_y}{I\sqrt{2}}$	$K_y\sqrt{2}$	$90^\circ + \varphi_K$	K'_y по (12) /δ, %	K''_y по (13) [3]/δ, %	$K'''_y\sqrt{2}$ по стандартам [4, 5]/δ, %
0,5	115,66	1,0078	1,4252	116,56	1,0019/-0,59	1,0076/-0,02	—
1,0	130,87	1,0694	1,5124	135,00	1,0432/-2,45	1,0670/-0,22	1,51/-0,16
1,5	140,07	1,1571	1,6364	146,31	1,1231/-2,93	1,1516/-0,47	1,64/+0,22
2,0	146,26	1,2418	1,7562	153,43	1,2079/-2,73	1,2344/-0,59	1,76/0,22
3,0	154,15	1,3786	1,9496	161,56	1,3509/-2,01	1,3706/-0,58	1,95/0,02
4,0	159,00	1,4774	2,0894	165,96	1,4556/-1,45	1,4703/-0,48	2,09/0,03
5,0	162,30	1,5503	2,1924	168,69	1,5335/-1,08	1,5442/-0,39	2,19/-0,11
6,0	164,69	1,6057	2,2708	170,54	1,5924/-0,83	1,6006/-0,32	2,27/-0,04
8,0	167,94	1,6842	2,3818	172,87	1,6752/-0,53	1,6805/-0,22	2,38/-0,08
10	170,05	1,7368	2,4562	174,29	1,7304/-0,37	1,7341/-0,16	2,46/0,15
14	172,62	1,8027	2,5494	175,91	1,7970/-0,20	1,8010/-0,09	2,55/0,02
20	174,68	1,8566	2,6257	177,14	1,8546/-0,11	1,8548/-0,10	—
30	176,37	1,9015	2,6892	178,09	1,9006/-0,05	1,9011/-0,02	—
50	177,78	1,9395	2,7428	178,85	1,9391/-0,02	1,9393/-0,01	—
100	178,87	1,9692	2,7848	179,43	1,9691/-0,005	1,9691/0,00	—

мической стойкости трансформаторов при коротких замыканиях.

В этой же таблице даны ударные коэффициенты K'_y , рассчитанные по формуле, обычно приводимой в технической литературе:

$$K'_y = 1 + e^{-\frac{\pi}{u_p/u_a}}, \quad (12)$$

а также более точные ударные коэффициенты K''_y по формуле, приведенной в [3]:

$$K''_y = 1 + e^{-\frac{\pi/2 + \varphi_K}{u_p/u_a} \sin \varphi_K} =$$

$$= 1 + e^{-\frac{[90^\circ + \arctg(u_p/u_a)]\pi}{180^\circ u_p/u_a}} \times$$

$$\times \sin \arctg(u_p/u_a). \quad (13)$$

Приведены также коэффициенты $K'''_y\sqrt{2}$, нормированные для расчета стойкости трансформаторов при КЗ в отечественном стандарте ГОСТ 11677–85 [4] и стандарте МЭК [5];

фаза ударного тока, рассчитанная по приближенной формуле [3] $\omega t'_y \approx 90^\circ + \arctg(u_p/u_a)$, а также относительные процентные погрешности всех коэффициентов (δ).

Как видно из таблицы, для мощных трансформаторов, у которых параметр u_p/u_a относительно велик ($u_p/u_a > 8$), все формулы для ударного коэффициента дают достаточно точные значения (отклонение от точных значений составляет 0,5% и менее). Для этих мощных трансформаторов фаза включения $\psi_y = 180^\circ$ не очень сильно (до 7°) отличается от теоретически неточного значения $90^\circ + \arctg(u_p/u_a)$, приводимого в ряде книг, а фаза достижения ударного тока ωt_y не более чем на 12° отличается от приближенной фазы 180° , приводимой в тех же книгах.

В более широком диапазоне изменения параметра u_p/u_a от 0,5 до 100, охватывающем трансформаторы и небольшой мощности, наиболее точные ударные коэффициенты — у значений, нормированных в отечествен-

ном стандарте и стандарте МЭК (погрешности только за счет округления точных значений). Формула (13) также дает точные значения ударного коэффициента с погрешностью не выше 0,6%. Формула (12) из отечественной литературы дает заметную погрешность до 3%.

Видно также, что точная фаза включения $\psi_y = 180^\circ$ существенно (до $45\text{--}50^\circ$) отличается от теоретически неточного значения $90^\circ + \arctg(u_p/u_a)$, приводимого в большинстве источников. Фаза ударного тока ωt_y и приближенная формула А. Френкеля (столбец $\omega t_y'' = 90^\circ + \varphi_k$) совпадают достаточно точно (расхождение не более 6°). Обычно приводимая в литературе фаза $\omega t_y \approx 180^\circ$ неточна, она дает погрешность до $45^\circ\text{--}50^\circ$.

Таким образом, задачу анализа, поставленную в начале статьи, можно считать выполненной.

Представляется, что читатель, ознакомившись с изложенным текстом статьи, окажется в недоумении. С какой это стати в начале XXI века рассматривается классическая задача теоретической электротехники? Ведь она безусловно уже решена по крайней мере в начале прошлого века. Автор более 40 лет занимается проблемой электродинамической стойкости трансформаторов и реакторов при КЗ, в которой вопрос об ударном токе КЗ является «альфой и омегой» всех задач. Однако за эти годы фактически безрезультатно просмотрены десятки книг и статей в поисках математически строгого решения поставленной в статье задачи: теоретически точного определения фазы включения ψ_y для достижения ударного тока, фазы достижения током этого значения ωt_y и значения этого тока I_y .

Во всех учебниках и монографиях, в том числе, изданных на русском языке за последние 60–70 лет по теоретическим основам электротехники, электрическим машинам и трансформаторам, электрическим аппаратам, электрическим сетям, часть которых дана в списке литературы в хронологическом порядке [5–35], как прави-

ло, дается вывод формулы переходного тока (1), а также ее анализ только для частного случая высокодобротной цепи RL , когда можно пренебречь сопротивлением R по сравнению с индуктивным сопротивлением ωL , т.е. при $u_p/u_a \gg 1$ и $\varphi_k \approx 90^\circ$. В этом очень важном для практики случае, характерном для мощных трансформаторов, справедливо утверждается, что $\psi_y \approx 180^\circ$, $\omega t_y \approx 180^\circ$, приводится упрощенная, но достаточно точная в этом частном случае формула (12) для определения ударного коэффициента (как это видно из таблицы). В общем случае соотношений параметров цепи RL математически строгий анализ кривой тока (1) во всей изученной литературе отсутствует, вместо него приводятся некоторые нечеткие соображения, на основании которых даются теоретически неточные формулы для ψ_y и ωt_y .

Редкое исключение в литературе (а по сведениям, которыми располагает автор, единственное), к сожалению, не замеченное или не оцененное авторами отечественных книг и учебников, представляет книга А. Френкеля [3], изданная в переводе с немецкого в 1934 г. Первое издание этой книги вышло в Германии в 1914 г. по лекциям, прочитанным автором в 1908–1910 гг. И немецкое издание, и русский перевод являются библиографической редкостью, мало доступной широкому читателю.

Альфред Френкель приводит изящное геометрическое доказательство того, что $\psi_y = 0$, которое можно пояснить на рис. 3. На этом рисунке приведены две синусоиды напряжения и принужденного (установившегося) тока, сдвинутые на угол $\varphi_k = \arctg(u_p/u_a)$. Момент времени включения $\omega t = 0$ отмечен точкой O на оси ωt , через точку O проведена вертикальная линия. Пересечение этой вертикальной оси с кривой тока в точке K отсекает на оси отрезок OK , равный начальному свободному току с обратным знаком $-i_{св}(0)$. Через точку K и симметричную ей точку M $i_{св}(0)$ проведены затухающие экспоненты свободного тока. Кривая пере-

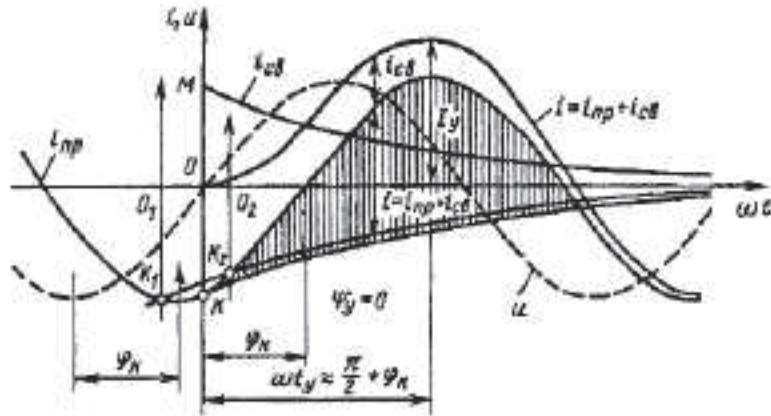


Рис. 3. К геометрическому доказательству А. Френкеля [3] возникновения ударного тока I_y при включении напряжения в момент прохождения его через нуль: $u = U\sqrt{2} \sin \omega t$;

$$i_{\text{пр}} = I\sqrt{2} \sin(\omega t - \varphi_k); \quad i_{\text{св}} = I\sqrt{2} e^{-\frac{\omega t}{\tau}} \frac{u_p}{u_a}; \quad I_y \approx I\sqrt{2} \left[1 + e^{-\left(\frac{\pi}{2} + \varphi_k\right) \frac{u_a}{u_p}} \right]; \quad \varphi_k = \arctg(u_p / u_a)$$

ходного тока $i(t) = i_{\text{пр}}(t) + i_{\text{св}}(t)$ соответствует заштрихованной области между кривыми $i_{\text{пр}}(t)$ и $-i_{\text{св}}(t)$, так как вертикальные отрезки между синусоидой $i_{\text{пр}}(t)$ и экспонентой $-i_{\text{св}}(t)$ и есть отрезки $i(t) = i_{\text{пр}}(t) - [-i_{\text{св}}(t)]$. Экспонента $-i_{\text{св}}(t)$ в точке K должна касаться кривой $i_{\text{пр}}(t)$ для того, чтобы максимум тока был наибольшим, т.е. равным ударному току I_y (это и есть основная идея доказательства). Если экспоненты не касаются кривой $i_{\text{пр}}(t)$, а ее пересекают (как, например, экспоненты, проходящие через точки $K1$ и $K2$), то такие экспоненты неминуемо будут расположены ближе к оси ωt , т.е. внутри заштрихованной области. А это в свою очередь значит, что все вертикальные отрезки между $i_{\text{пр}}(t)$ и $i_{\text{св}}(t)$ будут меньшими, включая и отрезок, равный I_y . Таким образом, вертикальная ось должна проходить через точки K и θ , а не через другие точки, например, $K1$, $\theta1$ и $K2$, $\theta2$. Условие касания кривых $i_{\text{пр}}(t)$ и $-i_{\text{св}}(t)$ при $t=0$ математически выражается равенством производных в этой точке:

$$\left. \frac{di_{\text{пр}}}{dt} \right|_{t=0} = - \left. \frac{di_{\text{св}}}{dt} \right|_{t=0}. \quad (14)$$

Отсюда и из (1) следует (с учетом $t=0$ и $\omega\tau = \text{tg} \varphi_k$):

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} [I\sqrt{2} \sin(\omega t + \psi - \varphi_k)] &= \\ &= \frac{d}{dt} \left[I\sqrt{2} \sin(\psi - \varphi_k) e^{-\frac{t}{\tau}} \right]; \end{aligned}$$

$$\omega \cos(\omega t + \psi - \varphi_k) = -\frac{1}{\tau} e^{-\frac{t}{\tau}} \sin(\psi - \varphi_k);$$

$$\omega \cos(\omega t + \psi - \varphi_k) = -\frac{1}{\tau} e^{-\frac{t}{\tau}} \sin(\psi - \varphi_k);$$

$$-\omega \cos(\psi_y - \varphi_k) = \frac{1}{\tau} \sin(\psi_y - \varphi_k);$$

$$-\omega\tau = \text{tg}(\psi_y - \varphi_k); \quad -\text{tg} \varphi_k = \text{tg}(\psi_y - \varphi_k);$$

$$-\varphi_k = \psi_y - \varphi_k \quad \text{или} \quad -\varphi_k = \psi_y - \varphi_k - \pi;$$

$$\psi_y = 0 \quad \text{или} \quad \psi_y = \pi. \quad (15)$$

Это значит, что вертикальная ось действительно должна проходить через точку касания K и точку θ .

Таким образом, А. Френкелем доказано, что для достижения ударного тока I_y необходимо включение напряжения в момент времени, когда напряжение проходит через нулевое значение, причем это условие необходимо выполнить при любом значении параметра u_p/u_a . Если в уравнении (1) подставить $\psi = \psi_y = 0$ и $\omega\tau \approx 90^\circ + \varphi_k$, то получается достаточно точная формула (13) для ударного коэффициента во всем широком диапа-

зоне изменения параметра u_p/u_a [3], что подтверждено данными таблицы.

В классической книге Арнольда и Лакура [6] приводится точная фаза включения напряжения для достижения ударного тока $\psi_y=0$ или $\psi_y=180^\circ$ при любом параметре φ_k (или u_p/u_a). Доказательство этого не приводится со ссылкой на то, что оно занимает большой объем и при этом требуются многократные расчеты по формуле (1). Бирманс [8] также без доказательства дает точную фазу включения $\psi_y=0$ или $\psi_y=180^\circ$.

В классических книгах Рихтера [9], Лакура и Брагстада [7] и Видмара [11] приводится справедливое утверждение о том, что затухающий апериодический свободный ток, являющийся только одной частью переходного тока, максимален, когда включение происходит в момент времени, соответствующий максимуму принужденного (установившегося) тока — второй части переходного тока, т.е. при $\psi=90^\circ+\varphi_k$. Однако это утверждение принципиально ошибочно распространяется на переходный (суммарный) ток, в результате чего и возникает теоретически неточная формула $\psi_y=90^\circ+\varphi_k$, противоречащая строго доказанной (и алгебраически, и геометрически) точной формуле $\psi_y=0$ или $\psi_y=180^\circ$.

В отечественной технической литературе по теоретическим основам электротехники строгий математический анализ кривой тока для общего случая ($R \neq 0$) отсутствует, он заменен похожими неточными утверждениями, в результате чего дается теоретически неточная формула $\psi_y=90^\circ+\varphi_k$ [10, 13, 17, 19, 21, 26, 28], а также приближенная неточная формула для фазы ударного тока $\omega t_y \approx 180^\circ$ и менее точная формула (12) для ударного коэффициента. В некоторых книгах по ТЭ теоретической неточности нет, так как анализ проводится только для случая $R=0$ [23, 31 и др.].

В книгах по электрическим машинам и трансформаторам из издания в издание, из десятилетия в десятилетие также без математически строгого доказательства дается теоре-

тически неточная формула для фазы включения $\psi_y=90^\circ+\varphi_k$ (вместо точной $\psi_y=0$ или $\psi_y=180^\circ$), теоретически неточная фаза возникновения ударного тока $\omega t_y=180^\circ$ (вместо достаточно точной $\psi_y=90^\circ+\varphi_k$) и менее точная, чем (13), формула (12) для расчета ударного коэффициента [15, 18, 22, 27, 29, 32, 33, 35], которая получается, если в (1) подставить $\psi_y=90^\circ+\varphi_k$ и $\omega t_y=\pi$. Формально этих неточностей нет в тех книгах, где общий случай $R \neq 0$ вообще не рассматривается, а рассматривается только случай $R=0$ [14, 16, 23].

В известной книге по расчету токов КЗ в электрических системах [20], к сожалению, повторяются все отмеченные теоретические неточности.

В литературе по электрическим аппаратам дается краткий анализ только для случая $R=0$, приводится формула (12) для расчета ударного тока, так как в практических расчетах электродинамических сил условно принято считать $K_y=1,8$ [12, 30, 34]. Следует отметить, что у Ю.В. Буткевича при этом дается со ссылкой на Бирманса точная фаза включения $\psi_y=0$ или $\psi_y=180^\circ$ [12].

Описанное положение с теоретическим изложением рассматриваемого в статье в целом-то не столь большого и важного вопроса объясняется, по-видимому, рядом причин, многие из которых за давностью лет обсуждать не имеет смысла, а другие ясны и без комментариев. Вероятно, главная причина заключается в том, что теоретические неточности при определении конкретных числовых значений ударных токов, как это следует из таблицы, не слишком велики, чтобы в течение многих десятилетий оказывать негативное влияние на разработку конкретных трансформаторов, реакторов, электрических аппаратов.

Однако представляется, что нет никаких причин и далее оставлять в учебниках и монографиях теоретические неточности и даже ошибки. Ведь более строгое теоретическое изложение занимает, как показано, примерно тот же объем, что и объем тради-

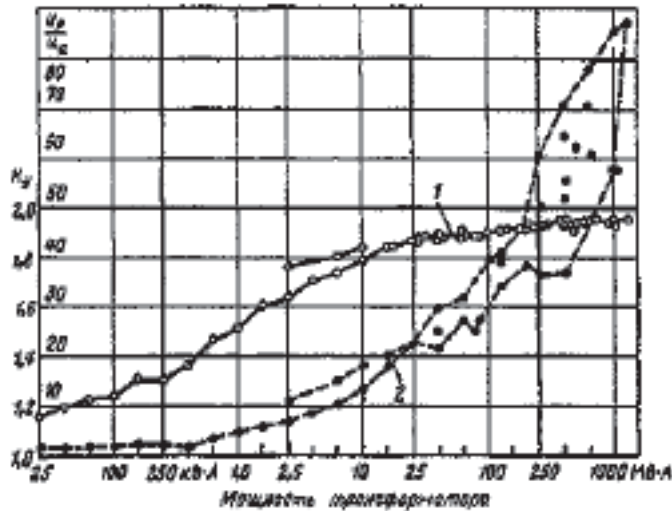


Рис. 4. Ударные коэффициенты K_y и параметры u_p/u_a силовых трансформаторов различной мощности (расчитано по справочным данным [35] масляных трансформаторов производства заводов Москвы, Запорожья, Минска и др.): 1 — K_y ; 2 — $u_p/u_a = \omega L/R = \omega t$

ционного нестроого изложения. К тому же, могут встретиться и некоторые проблемы (например, метрологические), для решения которых потребуются точные вычисления. Математически строгий анализ должен оказаться полезным и с педагогической точки зрения, так как студенты и аспиранты могут, помимо прочего, получить некоторый опыт в практическом применении теории функций многих переменных и итерационного метода приближенных вычислений.

Есть и еще один аспект рассматриваемых вопросов. Дело в том, что во всех учебниках, несмотря на достаточно динамичное развитие трансформаторостроения за прошедшие десятилетия (например, предельная мощность трансформаторов в единице увеличилась более чем на порядок и составляет уже 1250 МВ·А), называется ударный коэффициент для трансформаторов малой мощности $1,2 \div 1,3$, а большой мощности — $1,7 \div 1,8$ [16, 22, 27, 29, 32, 35 и др.]. В действительности, как это следует из рис. 4, кривая изменения ударного коэффициента в зависимости от мощности трансформатора достаточно плавная, она не имеет каких-либо особенностей для трансформаторов определенных диапазонов мощности. Ударные коэффициенты для трансформаторов мощностью от 25 кВ·А до 1250 МВ·А без скачков изменяют-

ся от 1,15 до 1,96 (диапазон изменения менее плавно изменяющегося параметра u_p/u_a — от 1,5 до 85). По-видимому, сведения в учебниках об ударных коэффициентах трансформаторов также должны быть скорректированы. Кривые рис. 4 построены по справочным данным [35].

Таким образом, в технической литературе рассматриваемый вопрос предлагается излагать примерно в следующем кратком виде.

При внезапном включении на источник синусоидального напряжения $u = U\sqrt{2} [\sin(\omega t + \psi)]$ последовательной цепи RL или трансформатора при КЗ ток

$$i = I\sqrt{2} [\sin(\omega t + \psi - \varphi_k) - \sin(\psi - \varphi_k) \exp(-\omega t u_a / u_p)]$$

достигает максимально возможного значения ударного тока I_y при фазе включения $\psi_y = 0$ или $\psi_y = \pi$ (т.е. при прохождении напряжения через нуль, что следует из решения системы двух уравнений $\partial i / \partial t = 0$ и $\partial i / \partial \psi = 0$ с двумя неизвестными ψ_y и фазой ударного тока ωt_y). Эти уравнения составлены при исследовании на экстремум (максимум) тока как функции двух переменных t и ψ . Определение фазы ωt_y достижения током значения I_y возможно приближенным решением (например, итерационным методом) трансцендентного уравнения

$$\cos(\omega t_y - \varphi_k) - \cos \varphi_k \exp(-\omega t_y u_a / u_p) = 0,$$

которое получается при решении системы. Ударный ток $I_y = I \sqrt{2} K_y$ определяется по общей формуле тока при $\psi_y = 0$ и $\omega t = \omega t_y$. В диапазоне изменения параметра u_p / u_a от 5 до 100, что соответствует силовым трансформаторам, с большой точностью можно пользоваться приближенными формулами

$$\omega t_y \approx \pi / 2 + \varphi_k = 90^\circ + \arctg(u_p / u_a),$$

точность $1^\circ - 6^\circ$;

$$K_y \approx 1 + \sin \arctg(u_p / u_a) \exp[\pi / 2 + \arctg(u_p / u_a) / (u_a / u_p)],$$

точность $0 - 0,6\%$.

При точности не менее $0,5\%$ для $u_p / u_a > 8$ может быть использована формула

$$K_y \approx 1 + \exp(-\pi u_a / u_p).$$

Список литературы

1. Демидович Б.П., Марон И.Л. Основы вычислительной математики. — М.: Физматгиз, 1963.
2. Машиностроение. Энциклопедический справочник. Т. 1. Кн. 1. — М.: ГНТИМЛ, 1947.
3. Френкель А. Теория переменных токов / Пер. с нем. — М.-Л.: ГЭИ, 1933.
4. Силовые трансформаторы. Ч. 5. Стойкость при коротком замыкании. Стандарт МЭК. Публикация 76-5. — М.: Изд-во стандартов, 1980.
5. ГОСТ 11677-85 (СТ СЭВ 1102-86) Трансформаторы силовые. Общие технические условия. — М.: Изд-во стандартов, 1990.
6. Arnold E., La Cour J.L. Die Transformatoren. — Berlin: Springer, 1910.
7. La Cour J.L., Bragstad O.S. Theorie der Wechselstromer. Herausgeber von Arnold E. 1926.
8. Briemans J. Uberstromer in Hochspannungsanlagen. — Berlin: Springer, 1926.
9. Richter R. Elektrische Maschinen. Bd. 2. Die Transformatoren. Berlin. Springer, 1932.
10. Круг К.А. Основы электротехники. Т. 2. Теория переменных токов. Изд. 3. М.-Л.: ГЭИ, 1932.
11. Видмар М. Научные основы электротехники / Пер. с нем. — М.-Л.: Энергетическое изд-во, 1932.
12. Буткевич Ю.В., Михайлов В.В., Ротгауз И.И. Реакторы. М.-Л.: ГЭИ, 1933.
13. Калантаров П.Л. Теория переменных токов. Л.: Кубуч, 1934.
14. Костенко М.П., Пиотровский Л.М. Электрические машины. Ч. 1. Машины постоянного тока. Трансформаторы. Л.: Кубуч, 1934.
15. Петров Г.Н. Трансформаторы. Основы теории. — М.: ГЭИ, 1934.
16. Пиотровский Л.М. Трансформаторы. — Л.: Кубуч, 1934.
17. Машикеллейсон Л.Е. Переходные процессы и перенапряжения в электрических цепях. — М.-Л.: Объед. научн.-техн. изд. НКТП СССР, 1938.
18. Электрические машины. Ч. 1. / Г.Н. Петров, Н.В. Горохов, Ф.А. Горяинов и др. Под ред. Петрова Г.Н. — М.-Л.: ГЭИ, 1940.
19. Калантаров П.Л., Нейман Л.Р. Теоретические основы электротехники. Ч. 2. Теория переменных токов. — М.-Л.: ГЭИ, 1948.
20. Ульянов С.А. Короткие замыкания в электрических системах. — М.-Л.: ГЭИ, 1949.
21. Нетушил А.В., Страхов С.Л. Основы электротехники. Ч. 2. Цепи с сосредоточенными и распределенными параметрами. — М.-Л.: ГЭИ, 1955.
22. Петров Г.Н. Электрические машины. Ч. 1. Введение. Трансформаторы. М.-Л.: ГЭИ, 1956.
23. Костенко М.П., Пиотровский Л.М. Электрические машины. Ч. 1. Машины постоянного тока. Трансформаторы. М.-Л.: ГЭИ, 1958.
24. Кюпфмюллер К. Основы теоретической электротехники. Под ред. В.Ю. Ломоносова. — М.-Л.: ГЭИ, 1960.
25. Шимони К. Теоретическая электротехника. Под ред. К.М. Поливанова. — М.: Мир, 1964.
26. Нейман Л.Р., Демирчян К.С. Теоретические основы электротехники. — М.-Л.: Энергия, 1966.
27. Вольдек А.И. Электрические машины. — М.-Л.: Энергия, 1966.
28. Агабеков Г.Л. Основы теории цепей. — М.: Энергия, 1969.
29. Васютинский С.Б. Вопросы теории и расчета трансформаторов. — Л.: Энергия, 1970.
30. Основы теории электрических аппаратов / Б.К. Буль и др. Под ред. Г.В. Буткевича. — М.: Высшая школа, 1970.
31. Поливанов К.М. Теоретические основы электротехники. Т. 1. — М.: Энергия, 1972.
32. Вольдек А.И. Электрические машины. — Л.: Энергия, 1974.
33. Иванов-Смоленский А.В. Электрические машины. — М.: Энергия, 1980.
34. Чунихин А.А. Электрические аппараты. 3 изд. — М.: Энергоатомиздат, 1988.
35. Сергеенков Б.Н., Киселев В.М., Акимова Е.А. Электрические машины. Трансформаторы / Под ред. И.П. Копылова. — М.: Высшая школа, 1989.

Влияние добавочных потерь на ударный ток трансформаторов и реакторов при коротком замыкании

Лурье А.И.

Определение ударного тока трансформаторов и реакторов в переходном процессе короткого замыкания (КЗ), т.е. максимально возможного тока КЗ (или первой амплитуды тока КЗ), очень важно для многих расчетов, например, электродинамических сил КЗ, зависящих от квадрата этого тока.

Несмотря на то, что задача расчета ударного тока КЗ, являющаяся классической задачей электротехники, решена уже давно, в ней остаются некоторые до конца не проработанные вопросы, которые иногда оказываются интересными не только с методической точки зрения, но и с практической. Например, в [1] было показано, что в отечественной технической литературе, в том числе и учебной, вопрос об ударном токе при включении обычной линейной цепи RL на переменное напряжение освещен с принципиальными неточностями. В частности, еще раз строго доказано, что ударный ток возникает при включении цепи RL на синусоидальное напряжение в момент перехода напряжения через нуль (а не при $\pi/2 - \varphi_k$, где $\varphi_k = \arctg \omega L / R$, как это считается в технической и учебной литературе), причем этот ударный ток получается примерно через фазовый угол $\pi/2 + \varphi_k$ после включения (а не через π , как это обычно неточно указывается). Уточнение фазовых углов весьма существенно, оно достигает нескольких десятков градусов. В [1] показано также, что и формулы для расчета самого ударного тока также должны быть уточнены. Хотя это уточнение не слишком велико (до 3%), оно имеет иногда и практическое значение. Безусловно, что в учебной и методической литературе следовало бы дать строгое изложение

решения классической задачи ТОЭ — включение цепи RL на переменное напряжение, чего сейчас нет (подход к точному решению есть только в книге А. Френкеля [2], написанной еще в 1914 г., изданной у нас в переводе в 1953 г. и являющейся теперь библиографической редкостью, попытки точного решения есть только в учебнике М.А. Перекалина [3]).

После опубликования [1] было получено очень важное замечание от д.т.н. Лейтеса Л.В., который отметил неточность определения ударного тока для трансформаторов и реакторов. Дело в том, что в современных, особенно мощных трансформаторах и реакторах, кроме основных потерь в обмотках из-за их электрического сопротивления возникают добавочные потери в обмотках (в проводнике каждого витка), элементах конструкции (баке, пластинах магнитопровода, прессующих балках и т.д.), в короткозамкнутых контурах из-за вихревых, циркулирующих и других «паразитных» токов, в создании которых «виновато» магнитное поле обмоток, по которым протекает ток нагрузки или КЗ. Поэтому потери КЗ P_k , в соответствии с которыми определяется активное сопротивление $R_k = P_k / I_N^2$ (I_N — номинальный ток), всегда больше основных потерь $P_{осн} = I_N^2 R$, а активное сопротивление КЗ R_k всегда больше электрического сопротивления R в $(1 + K_d)$ раз (K_d — коэффициент добавочных потерь). Этот коэффициент, как правило, не превышает 0,1–0,2 (т.е. добавочные потери составляют 10 ÷ 20% по отношению к основным потерям), но в ряде случаев для мощных трансформаторов и реакторов, отдельных обмоток и их частей (катушек) может достигать

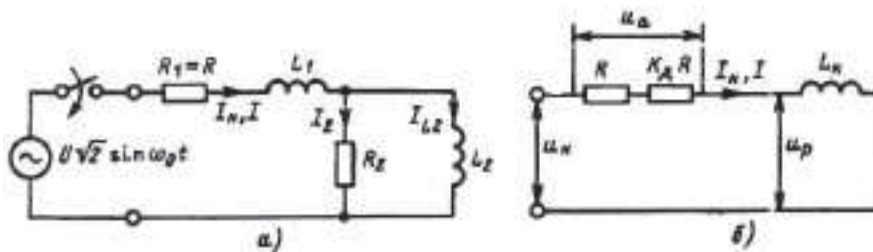


Рис. 1. Схема замещения короткозамкнутого трансформатора с учетом добавочных потерь на вихревые токи (а) и традиционная схема замещения при номинальной частоте $f_0 = 50$ Гц (б), соответствующая эксперименту в опыте КЗ или расчету ($\omega_0 = 2\pi f_0$)

0,3–0,5 и даже больше. Если рассматривать установившиеся режимы при переменном напряжении промышленной частоты, то при расчетах трансформаторов и реакторов можно просто вместо электрического сопротивления R учитывать активное сопротивление $R_K = R(1 + K_d)$. Другое дело — переходные режимы, к которым относится режим включения на КЗ. Сопротивление, отображающее добавочные потери $R_d = R_K - R = K_d R$, имеет качественно иной физический смысл, чем электрическое сопротивление R . Например, при постоянном во времени токе (при постоянном токе) добавочных потерь нет, так как вихревые и циркулирующие токи возникают только в переменном магнитном поле (для этого частного случая введение в расчет R_d вообще ошибочно). Но ведь и ток КЗ в переходном режиме содержит апериодическую составляющую, медленно изменяющуюся, почти постоянную во времени (по сравнению с синусоидой промышленной частоты). А этого фактора традиционные методы расчета никогда не учитывали. Поэтому-то и возникает вопрос определения точного тока КЗ с учетом добавочных потерь. В свое время примерно на ту же тему была опубликована статья А.С. Засыпкина [4], о которой автору и напомнил Л.В. Лейтес, справедливо посчитавший, что если уж в [1] сделаны уточнения ударного коэффициента с точностью до процентов и долей процентов, то они обязательно должны были бы охватить и вопрос влияния доба-

вочных потерь на расчет ударного коэффициента.

В [4] есть постановка задачи и оценка увеличения из-за добавочных потерь эквивалентной постоянной времени затухания апериодической составляющей тока КЗ трансформатора (это нужно было для уточнения настройки релейной защиты), но нет анализа изменения ударного тока КЗ (а это нужно для расчетов электродинамической стойкости при КЗ).

Рассмотрим схему замещения двухобмоточного трансформатора в режиме КЗ (рис. 1), в которой имеются последовательно соединенные элементы $R_1 = R$ (электрическое сопротивление КЗ $R = R_{ВН} + R'_{НН}$, где $R_{ВН}$ и $R'_{НН}$ — сопротивления обмоток высшего ВН и низшего НН напряжения) и $L_1 \approx L_K$ (индуктивность КЗ), в которой для учета добавочных потерь последовательно с R_1 и L_1 предусмотрен второй контур параллельно соединенных сопротивления R_2 и индуктивности L_2 . При этом

$$R_2 = RK_d \frac{1 + Q_2^2}{Q_2^2}; \quad (1)$$

$$L_1 = L_K - \frac{RK_d}{\omega_0 Q_2}; \quad (2)$$

$$L_2 = \frac{RK_d(1 + Q_2^2)}{\omega Q_2}; \quad (3)$$

$$Q_2 = \omega L_2 / R_2. \quad (4)$$

Такой прием учета потерь, примерно зависящих от квадрата частоты, успешно применяется во многих работах [2, 4 и др.]. Если к схеме за-

мещения приложить источник постоянного во времени напряжения, то индуктивность L_2 «закоротит» резистор R_2 , т.е. при постоянном токе добавочные потери не проявляются, и схема замещения это отражает. Параметр контура Q_2 — это добротность контура вихревых токов при фиксированной промышленной частоте $f_0 = 50$ Гц (более подробный анализ этого параметра будет приведен далее). При расчете элементов схемы замещения следует исходить из заданных значений, полученных при измерениях на трансформаторе в режиме КЗ полного сопротивления КЗ, потерь КЗ и электрического сопротивления обмоток. По этим величинам определяются коэффициент добавочных потерь $K_d = R_k / R - 1$ и отношение $u_p / u_a = \omega_0 L_k / R_k = Q_k$, которое может быть названо добротностью короткозамкнутого трансформатора (u_p и u_a — реактивная и активная составляющие напряжения КЗ u_k).

Входное сопротивление схемы рис. 1,а на произвольной частоте $f = \omega / 2\pi$ равно [с учетом (1)–(4)]:

$$\begin{aligned} Z &= R_1 + j\omega L_1 + \frac{j\omega L_2 R_2}{j\omega L_2 + R_2} = \\ &= R + RK_d (f/50)^2 \frac{1 + Q_2^2}{1 + (f/50)^2 Q_2^2} + j\omega L_k \times \\ &\times \left[1 - \frac{K_d}{K_d + 1} \left(\frac{Q_2}{Q_k} \right) \frac{(f/50)^2 - 1}{1 + (f/50)^2 Q_2^2} \right] = \\ &= R + RK_d m (f/50)^2 + j\omega L_k (1 - n), \end{aligned} \quad (5)$$

где

$$\begin{aligned} m &= \frac{1 + Q_2^2}{1 + (f/50)^2 Q_2^2}; \\ n &= \frac{K_d}{K_d + 1} \left(\frac{Q_2}{Q_k} \right) \frac{(f/50)^2 - 1}{1 + (f/50)^2 Q_2^2}. \end{aligned}$$

Добротность контура вихревых токов обычно достаточно мала, $Q_2 = 0,05 \div 0,2$ (это будет показано далее), поэтому в области частот $f = 0 \div 100$ Гц (этого с большим запасом хватает для анализа переходного

режима КЗ), коэффициент m близок к 1, коэффициент n близок к 0, а для частоты $f = f_0 = 50$ Гц точно $m = 1$, $n = 0$, и схема рис. 1,а становится полностью эквивалентной традиционной схеме на рис. 1,б. Это значит, что схема рис. 1,а в определенной мере обеспечивает зависимость добавочных потерь, пропорциональную квадрату частоты, и практическую неизменность индуктивности КЗ от частоты, как это принимается в теории и практике расчетов трансформаторов [6]. Для выполнения этих условий и подобраны элементы схемы рис. 1,а. Путь их подбора следующий: по заданным параметрам трансформатора R , K_d , L_k и Q_2 определяется R_2 , далее L_2 , и, наконец, L_1 .

Рассмотрим далее переходный процесс включения схемы рис. 1,а на переменное напряжение $U\sqrt{2} \sin \omega_0 t$. Для такой двухконтурной схемы переходный ток КЗ трансформатора может быть представлен следующей формулой, содержащей установившуюся синусоидальную составляющую и две экспоненты свободной составляющей:

$$\begin{aligned} i(t) &= \frac{\sqrt{2}U}{[(\omega_0 L_k)^2 + R^2(1 + K_d)^2]^{0,5}} \times \\ &\times \sin(\omega_0 t - \varphi_k) + A_1 e^{p_1 t} + A_2 e^{p_2 t}, \end{aligned} \quad (6)$$

где $\varphi_k = \arctg(u_p / u_a) = \arctg Q_k$; $\omega_0 = 2\pi f_0$, $f_0 = 50$ Гц; Q_k — добротность короткозамкнутого трансформатора.

Характеристическое уравнение для определения корней p_1 и p_2 при условии

$$Z(p) = pL_1 + R_1 + \frac{pL_2 R_2}{pL_2 + R_2} = 0$$

имеет вид

$$p^2 + \left(\frac{r_2}{L_2} + \frac{r_1 + r_2}{L_1} \right) p + \frac{r_1}{L_1} \frac{r_2}{L_2} = 0.$$

Корни характеристического уравнения

$$p_{1,2} = -\frac{1}{2} \left(\frac{r_2}{L_2} + \frac{r_1 + r_2}{L_1} \right) \pm$$

$$\begin{aligned} & \pm \left[\frac{1}{4} \left(\frac{r_2}{L_2} + \frac{r_1+r_2}{L_1} \right)^2 - \frac{r_1}{L_1} \frac{r_2}{L_2} \right]^{0,5} = \\ & = - \left(\frac{r_2}{L_2} + \frac{r_1+r_2}{L_1} \right) \times \\ & \times \left\{ \frac{1}{2} \pm \frac{1}{2} \left(\frac{4r_1/L_1 \cdot r_2/L_2}{|r_2/L_2 + (r_1+r_2)/L_1|^2} \right)^{0,5} \right\} = \\ & = \frac{\omega_0}{Q_2} (1+b) \times \\ & \times \left\{ \frac{1}{2} \pm \frac{1}{2} \left[1 - \frac{4Q_2}{Q_K(1+K_D)} - \frac{1}{(1-a)(1+b)^2} \right]^{0,5} \right\}, \quad (7) \end{aligned}$$

где

$$a = \frac{K_D}{1+K_D} \frac{1}{Q_2 Q_K}; \quad b = \frac{Q_2^2 + K_D/(1+K_D)}{Q_K Q_2 (1-a)}.$$

Как правило, выражение, стоящее в (7) в квадратных скобках (т.е. под корнем) после единицы, так же как и коэффициенты a и b , для силовых трансформаторов и реакторов меньше единицы, поэтому, пользуясь правилами приближенных вычислений, можно получить:

$$\begin{aligned} p_1 & \approx - \frac{\omega_0}{Q_2} (1+b) \times \\ & \times \left[\frac{1}{2} + \frac{1}{2} \left(1 - \frac{2Q_2}{Q_K(1+K_D)(1-a)(1+b)^2} \right) \right] = \\ & = - \frac{\omega_0}{Q_2} (1+b) \left[1 - \frac{Q_2}{Q_K(1+K_D)(1-a)(1+b)^2} \right] \approx \\ & \approx - \frac{\omega_0}{Q_2} (1+b); \quad (8) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} p_2 & \approx - \frac{\omega_0}{Q_2} (1+b) \times \\ & \times \left[\frac{1}{2} - \frac{1}{2} \left(1 - \frac{2Q_2}{Q_K(1+K_D)(1-a)(1+b)^2} \right) \right] = \\ & = - \frac{\omega_0}{Q_K(1+K_D)(1-a)(1+b)^2} \approx - \frac{\omega_0}{Q_K(1+K_D)}. \quad (9) \end{aligned}$$

Таким образом, постоянные времени затухающих экспонент в (6) равны:

$$\tau_1 = - \frac{1}{p_1} \approx \frac{Q_2}{\omega_0(1+b)}; \quad (10)$$

$$\begin{aligned} \tau_2 & = - \frac{1}{p_2} \approx \frac{Q_K(1+K_D)}{\omega_0} = \frac{L_K(1+K_D)}{R_K} = \\ & = \frac{L_K}{R} = (1+K_D)u_p / \omega_0 u_a. \quad (11) \end{aligned}$$

Первая постоянная времени достаточно мала, т.е. апериодическая составляющая с начальной амплитудой A_1 быстро затухает. Вторая постоянная времени существенно, в $(1+K_D)$ раз, превышает постоянную времени $\tau_K = Q_K / \omega_0 = u_p / \omega_0 u_a$, обычно рассматриваемую по параметрам опыта КЗ трансформатора. Вторую постоянную времени, наиболее важную для расчета ударного тока КЗ, следует определять не по активному сопротивлению КЗ трансформатора R_K , а по существенно меньшему электрическому сопротивлению R (особенно для мощных трансформаторов и реакторов).

Далее следует определить в (6) коэффициенты A_1 и A_2 , исходя из начальных условий при включении. Первое условие: в начале процесса $i=0$ (что естественно, так как в цепи этого тока есть индуктивность L_1) и производная $di/dt=0$. Второе требует небольшого пояснения. Включение переменного напряжения $U\sqrt{2}\sin\omega_0 t$ (рис. 1) производится в момент, когда напряжение равно нулю для того, чтобы получить ударный ток, т.е. максимальный ток из всех возможных переходных режимов с различными фазами включения [1]. Но в первый момент ток в L_1 и L_2 равен нулю, следовательно, равен нулю и ток в сопротивлении R_2 , т.е. напряжение на индуктивности L_1 равно нулю: $L_1 di/dt=0$, откуда и следует второе начальное условие.

Таким образом, при упомянутых условиях:

$$A_1 + A_2 = I_m \sin\varphi_K; \quad \frac{A_1}{\tau_1} + \frac{A_2}{\tau_2} = I_m \cos\varphi_K;$$

$$A_1 = I_m \frac{\cos\varphi_K - (\sin\varphi_K)/(\omega_0 \tau_2)}{1/(\omega_0 \tau_1) - 1/(\omega_0 \tau_2)}; \quad (12)$$

$$A_2 = I_m \frac{\cos \varphi_K - (\sin \varphi_K) / (\omega_0 \tau_1)}{1 / (\omega_0 \tau_2) - 1 / (\omega_0 \tau_1)} = \times \left[1 + 1/2 K_D Q_K^2 + \frac{Q_2}{(1+b)(1+K_D) Q_K} \right] \approx$$

$$= I_m \sin \varphi_K - A_1, \quad (13) \quad \approx I_m \frac{K_D}{1+K_D} \frac{Q_2}{Q_K(1+b)}; \quad (15)$$

где

$$I_m = \frac{\sqrt{2} U \sin \omega_0 t}{[(\omega L_K)^2 + R_K^2]^{0,5}} = \frac{\sqrt{2} U \sin \omega_0 t}{[(\omega L_K)^2 + R^2(1+K_D)]^{0,5}} = \frac{\sqrt{2} U \sin \omega_0 t}{(\omega L_K)[(1+1/Q_K^2)]^{0,5}} \quad (14)$$

$$A_2 = I_m \sin \varphi_K - A_1 \approx \approx I_m \left[1 - \frac{K_D}{1+K_D} \frac{Q_2}{Q_K(1+b)} - 1/2 Q_K^2 \right]. \quad (16)$$

— амплитуда установившегося тока КЗ;

$$\varphi_K = \arctg \left(\frac{u_p}{u_a} \right) = \arctg \frac{\omega L_K}{R(1+K_D)} = \arctg Q_K.$$

Для силовых трансформаторов $Q_K > 1$, угол φ_K близок к $\pi/2$ и $\sin \varphi_K \approx 1 - 1/2 Q_K^2$; $\cos \varphi_K \approx 1/Q_K$.

В итоге получаем оценочные формулы:

$$A_1 \approx I_m \frac{1/Q_K - [(1 - 1/2 Q_K^2) / (Q_K(1+K_D))] }{(1+b)/Q_2 - 1/Q_K(1+K_D)k} \approx \approx I_m \frac{K_D}{1+K_D} \frac{Q_2}{Q_K(1+b)} \times$$

Для предварительного анализа результатов полезно оценить соотношение постоянных времени τ_1 и τ_2 и начальных значений затухающих экспонент A_1 и A_2 :

$$\frac{\tau_1}{\tau_2} \approx \frac{Q_2}{Q_K(1+b)(1+K_D)} \approx \frac{Q_2}{Q_K(1+K_D)} < 1; \quad (17)$$

$$\frac{A_1}{A_2} \approx \frac{K_D}{1+K_D} \frac{Q_2}{Q_K(1+b)} \approx \frac{\tau_1}{\tau_2} K_D \ll 1. \quad (18)$$

Рассчитанный переходный процесс проиллюстрирован рис. 2, на котором показаны переходные процессы включения на переменное напряжение в схемах рис. 1. На рис. 2 дана также синусоида установившегося тока и затухающие аperiodические составляющие свободного тока.

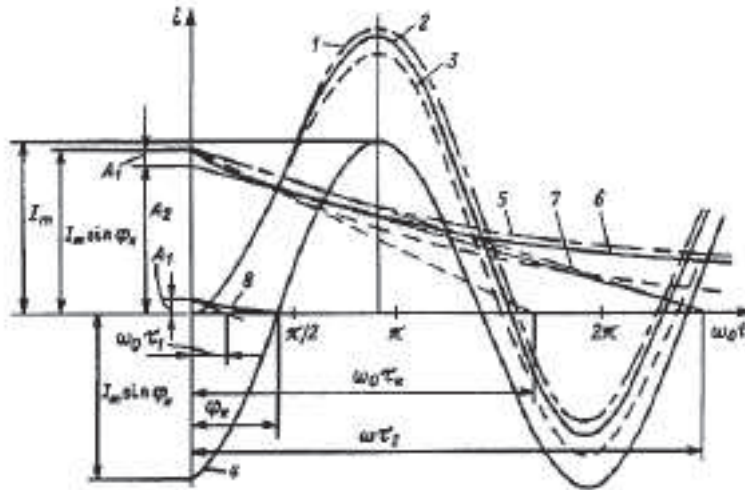


Рис. 2. Кривые переходного процесса включения на переменное напряжение в схемах рис. 1 (соотношения τ_1/τ_2 и A_1/A_2 утрированы, так как для силовых трансформаторов $\tau_1 \ll \tau_2$ и $A_1 \ll A_2$; — — — — расчет по схеме рис. 1,а; - - - - - рис. 1,б; ······ по схеме рис. 1,а при $A_1 \ll A_2$ ($A_1 \approx 0$); 1 — $I_m \sin(\omega_0 t - \varphi_K) + I_m \sin \varphi_K e^{-t/\tau_2}$; 2 — $I_m \sin(\omega_0 t - \varphi_K) + A_1 e^{-t/\tau_1} + A_2 e^{-t/\tau_2}$; 3 — $I_m \sin(\omega_0 t - \varphi_K) + I_m \sin \varphi_K e^{-t/\tau_K}$; 4 — $I_m \sin(\omega_0 t - \varphi_K)$; 5 — $I_m \sin \varphi_K e^{-t/\tau_2}$; 6 — $A_1 e^{-t/\tau_1} + A_2 e^{-t/\tau_K}$; 7 — $I_m \sin \varphi_K e^{-t/\tau_K}$; 8 — $A_1 e^{-t/\tau_1}$

Важно напомнить, что кривая тока КЗ $I'(t)$ в обычной схеме рис. 1,б, не учитывающей особенности процессов с учетом вихревых токов, имеет одну экспоненту с начальным значением $I_m \sin \varphi_K$, близкую к начальному значению A_2 :

$$I'(t) = I_m \sin(\omega_0 t - \varphi_K) + I_m \sin \varphi_K e^{-t/\tau_K} \quad (19)$$

Из формул и рис. 2 видно, что при включении схемы рис. 1,а возникает переходный процесс, в котором одна экспонента с очень малым начальным значением A_1 и малой постоянной времени τ_1 быстро затухает и остается экспонента с начальным значением A_2 , примерно равном начальному значению «обычной» апериодической составляющей тока КЗ, однако эта экспонента затухает в $(1+K_d)$ раз медленнее, чем «обычная» апериодическая составляющая тока КЗ. Это означает, что ударный ток будет принципиально большим, чем при обычном расчете.

Далее проведем количественную оценку увеличения ударных токов КЗ силовых трансформаторов в зависимости от трех основных параметров: Q_K , K_d и Q_2 .

Естественно, что ударный ток КЗ зависит прежде всего от добротности короткозамкнутого трансформатора Q_K , которую можно определить по основным параметрам трансформатора (напряжению КЗ и потерям КЗ). Для силовых трансформаторов мощностью от 25 до 1250 МВ·А диапазон изменения Q_K — от единиц и до $80 \div 90$ (рис. 3).

Как было установлено, поправка к ударному коэффициенту зависит от значения добавочных потерь, т.е. коэффициента добавочных потерь $K_d = P_{доб} / P_K$. Обычно в трансформаторах мощностью до 10 МВ·А добавочные потери составляют около 10%, однако иногда они могут достигать и $15 \div 20\%$. Для вновь разрабатываемых мощных трансформаторов добавочные потери могут быть $25 \div 40\%$. Однако еще несколько лет тому назад, когда были трудности с применением транспонированных проводов, имеющих мелкие элементарные провода, нередко были случаи, когда выпускались трансформаторы и автотрансформаторы с добавочными потерями 50%, а в отдельных обмотках и более высокими.

Для того чтобы получить зависимость ударных коэффициентов от

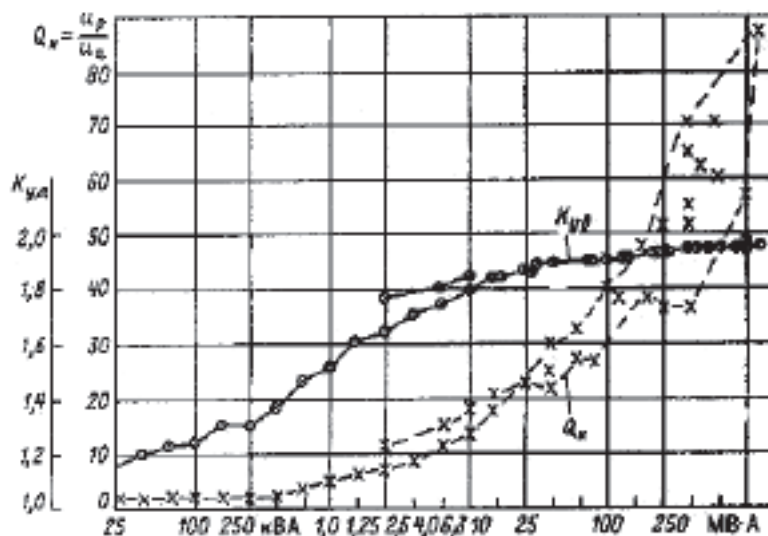


Рис. 3. Зависимость добротности короткозамкнутого трансформатора Q_K и расчетного ударного коэффициента $K_{уд} = f(Q_K)$ для силовых трансформаторов различной мощности (справочные данные по [1])

трех главных параметров Q_k , K_d и Q_2 , необходимо многократно рассчитывать кривые тока КЗ в переходном режиме по основной формуле (6) с учетом выражений для двух постоянных времени (8) и (9) или (10), (11) и постоянных интегрирования (12), (13) или (15), (16) и определять численным методом максимальный ток в каждом переходном процессе.

Дело в том, что даже для простейшего процесса включения на переменное напряжение цепи RL (19) нельзя получить из трансцендентного уравнения формулу ударного тока в замкнутом виде [1]. Формула, приводимая обычно в технической и учебной литературе

$$\begin{aligned}
 K_{уд} &= 1 + \exp[-\pi(u_p/u_a)] = \\
 &= 1 + \exp(-\pi/Q_k) = \\
 &= 1 + \exp[-\pi/(\omega_0 L_k/R_k)] \quad (20)
 \end{aligned}$$

по сравнению с точным расчетом дает погрешность до 3%, а более сложная формула А. Френкеля

$$\begin{aligned}
 K_d &= 1 + \exp[-(\pi/2 + \\
 &+ \arctg Q_k)/Q_k] \sin \arctg Q_k \quad (21)
 \end{aligned}$$

дает погрешность до 0,6%. При нашем «скрупулезном» расчете таких погрешностей лучше избежать. Таким образом, ударные коэффициенты рассчитываем численным методом, благо это позволяет делать современная вычислительная техника.

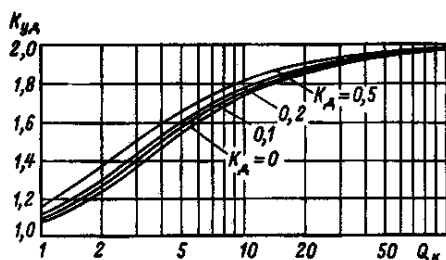


Рис. 4. Зависимости увеличенных ударных коэффициентов тока КЗ при учете влияния вихревых и циркулирующих токов при различных уровнях добавочных потерь КЗ от добротности короткозамкнутого трансформатора (при расчетах добротность контура вихревых токов принята минимальной: расчет с запасом)

На рис. 4 даны рассчитанные увеличенные ударные коэффициенты тока КЗ при учете влияния вихревых и циркулирующих токов при различных характерных для реальных трансформаторов коэффициентах добавочных потерь K_d в зависимости от добротности КЗ, т.е. с учетом рис. 3 — от мощности трансформатора. Из анализа рис. 4 видно заметное увеличение ударных коэффициентов тока КЗ: кривые при $K_d > 0$ лежат явно выше нижней кривой, соответствующей традиционному расчету ударного коэффициента.

Для того чтобы более наглядно показать увеличение ударных коэффициентов при учете добавочных потерь, на рис. 5 даны кривые для тех же трех значений коэффициентов добавочных потерь, что и на рис. 4, но в виде процентного увеличения ударного тока КЗ. Видно, что увеличение ударных коэффициентов тока КЗ находится в диапазоне от 0,5 до 5%, что может иногда иметь и существенное значение, так как электродинамические силы КЗ зависят от квадрата ударного коэффициента.

На рис. 6 приведены данные расчетов, иллюстрирующие типичное влияние добротности контура вихревых или циркулирующих токов Q_2 на процентное увеличение ударного тока КЗ. Четко прослеживается снижение влияния добавочных потерь КЗ при увеличении добротности Q_2 . Важно отметить, что при малых значениях Q_2 (от самых малых до 0,5) снижение ударного коэффициента практически несущественно.

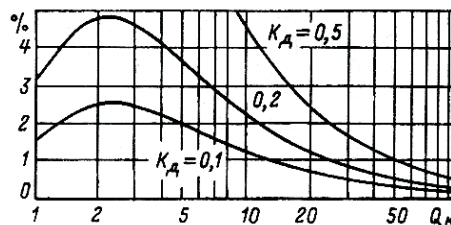


Рис. 5. Кривые увеличения (в процентах) ударного тока КЗ по сравнению с вариантом обычного расчета без учета влияния вихревых и циркулирующих токов (при расчетах добротность контура вихревых токов принята минимальной: расчет с запасом)

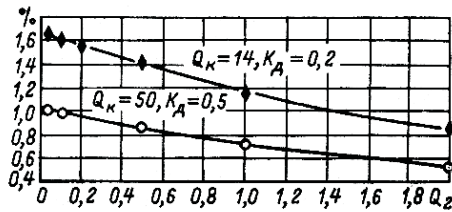


Рис. 6. Влияние добротности контура вихревых или циркулирующих токов на процентное увеличение ударного тока КЗ (ударного коэффициента $K_{уд}$)

Из анализа кривых на рис. 4–6 следует очень важный практический вывод о том, что приближенную оценку ударного коэффициента с учетом добавочных потерь (с запасом, без учета его снижения из-за конечного значения Q_2) можно сделать, рассчитав этот коэффициент не по добротности короткозамкнутого трансформатора $Q_k = u_p / u_a$ (как это делается в настоящее время), а по несколько большей добротности $Q'_k = Q_k(1 + K_d)$, где K_d — коэффициент добавочных потерь. Практически это можно проделать и по таблице точных ударных коэффициентов в [1], и по достаточно точной приближенной формуле А. Френкеля (21).

Проделанный анализ наглядно показал, что наличие в трансформаторе добавочных потерь кроме тех общеизвестных неприятностей, которые они доставляют (например, увеличение общих потерь КЗ, возникновение местных перегревов), влечет за собой еще и увеличение ударного тока КЗ, т.е. снижение электродинамической стойкости при КЗ.

Обычно принято считать, что увеличение потерь КЗ в обмотках уменьшает постоянную времени затухания апериодической составляющей тока переходного процесса КЗ и таким образом снижает ударный ток КЗ. На первый взгляд можно было бы предположить, что и добавочные потери также его снижают, но приведенные ранее расчеты дают противоположный результат: ударный ток снижается при увеличении только основных потерь.

Для того чтобы проделанный анализ был полным, далее подробнее рассмотрим, что собой представляет добротность Q_2 . Эта величина входит во все формулы, но ее нельзя напрямую определить по параметрам опытов КЗ. До сих пор анализ схемы рис. 1,а был несколько формальным. Попытаемся проанализировать значение добротности контура вихревых токов, вызывающих добавочные потери и приводящих к увеличению ударного тока КЗ, несколько с другой стороны: на основе анализа самих вихревых токов.

К сожалению, в литературе этот вопрос освещен мало, наибольший интерес представляет раздел 10.3 книги Лейтеса Л.В. [6], однако напрямую воспользоваться результатами расчетов затруднительно. Есть попытка оценки добротности контуров циркулирующих токов [7], однако эти оценки представляются во многом формальными и поэтому иногда просто несуразными: например, могут ли быть добротности контуров, представляющих части обмоток трансформаторов, быть больше, а тем более, много больше (200–4000), добротности основного короткозамкнутого трансформатора (даже для самых мощных трансформаторов эта добротность не превышает 80–90 [1]).

На рис. 7,а показан фрагмент обмотки трансформатора, катушки которой находятся в магнитном поле с индукцией B . «Основной» ток есть во всех проводниках всех трех катушек, но он показан только в верхней катушке. Направлены вихревые токи, естественно, так, что они создают свое магнитное поле вихревых токов (оно на рисунке не показано), которое приводит к снижению магнитного поля, их создающего. Далее мы будем рассматривать в отдельности вихревые токи, создаваемые осевой (рис. 7,б) и радиальной (рис. 7,в) составляющими индукции, что является определенным допущением, так как в действительности есть суммарное «основное» поле B и вихревые токи, им вызываемые. Однако в реальных силовых трансформаторах осевые

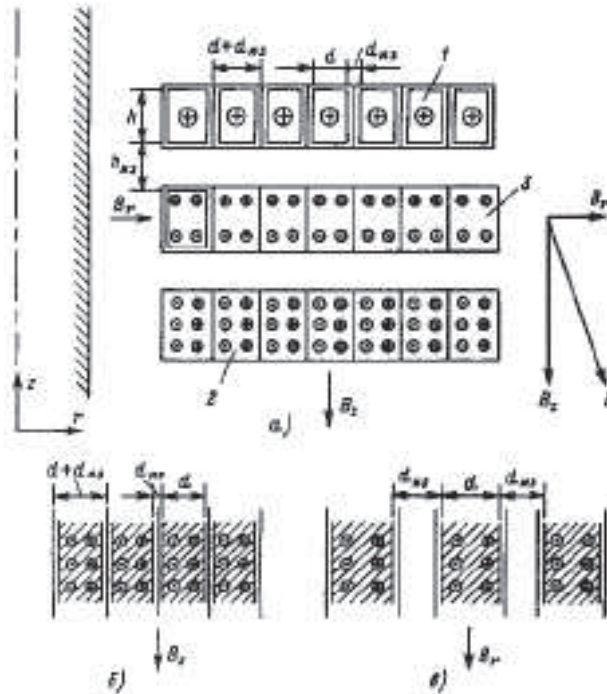


Рис. 7. К расчету добротности контуров вихревых токов в проводниках обмоток трансформаторов: *a* — часть обмотки (три катушки) из прямоугольного провода, находящаяся в магнитном поле с индукцией B , создаваемом «основным» током обмотки (I) (в маленьких кружках показаны направления возникающих вихревых токов от осевой составляющей поля B_z (2) и радиальной B_r (3)); *б* — расчетная схема для вихревых токов от осевой составляющей поля B_z (расстояния между проводниками малы); *в* — расчетная схема для вихревых токов от радиальной составляющей поля B_r (расстояния между проводниками увеличены, они соответствуют расстоянию между катушками)

размеры обмоток обычно намного больше их радиальных размеров, поэтому максимальное осевое поле возникает в том объеме обмоток (в середине высоты обмоток), где радиальное поле мало, и наоборот, радиальное поле максимально в тех объемах (на торцах обмоток), где осевое поле снижено. Такие соображения и делают допущение приемлемым для оценок.

Обычно высота провода h больше его толщины d , поэтому для оценок можно принять, что расчетная схема для вихревых токов из-за осевого поля — это ряд длинных шин с коэффициентом заполнения проводников $K_{зап} = d / (d + d_{из})$, где d — толщина шины (провода), а $d_{из}$ — толщина изоляции между проводами (рис. 7,б). Можно принять также, что радиальный размер катушки $d_{кат} = n(d + d_{из})$,

где n — число проводников в катушке, существенно больше осевого расстояния между катушками ($h + h_{из}$), где $h_{из}$ — осевое расстояние между соседними проводниками, т.е. высота радиального канала. Это значит, что расчетная схема для вихревых токов из-за радиального поля (рис. 7,в) — это также ряд длинных шин, но с куда меньшим коэффициентом заполнения $K_{зап} = h / (h + h_{из})$.

Перейдем к рассмотрению общей расчетной схемы, показанной в более крупном масштабе на рис. 8,а. Для оценки принято, что вихревые токи одинаковы по высоте провода, это соответствует расположению на торцах ряда проводов идеальных ферромагнитных ярем (показаны штриховкой). Принято также, что индукция B_z (или B_r), вызывающая вихревые токи, неизменна вдоль ряда про-

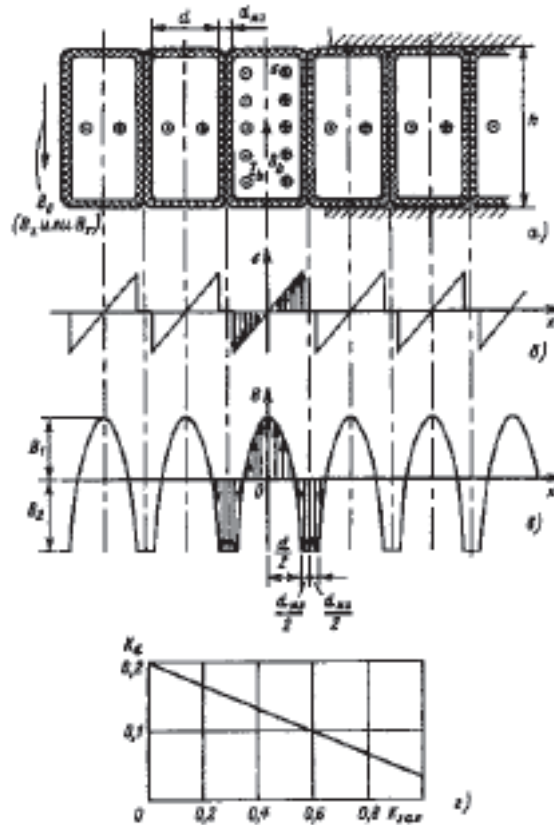


Рис. 8. К расчету добротности контуров вихревых токов Q_2 : а — расчетная схема; б — график распределения плотности вихревых токов; в — график распределения магнитной индукции поля, создаваемого вихревыми токами; г — зависимость коэффициента K_d от коэффициента заполнения $K_{\text{зап}}$: $Q_2 = K_d (d/\delta)^2$; $K_d = 0,2 - 0,167 K_{\text{зап}}$

водов (вдоль оси x). В пределах сечения каждого провода индукция изменяется по закону квадратичной параболы, так как вызывающий ее вихревой ток в середине сечения провода отсутствует, а между проводами индукция постоянна. Вершина параболы индукции соответствует середине провода. Линии магнитного поля проходят по проводу и замыкаются в промежутке между проводами, т.е. заштрихованные площади на графике рис. 8, в, представляющие собой магнитный поток, равны. Для того, чтобы определить индуктивность контура вихревого тока провода L_2 , нужно найти энергию магнитного поля интегрированием по объему удельной энергии поля, т.е. квадрата магнитной индукции:

$$L_2 = \frac{2W}{I_B^2} = \frac{2 \int B^2(V) dV}{I_B^2 \mu_0} = \frac{1}{I_B^2 \mu_0} \int B^2(V) dV, \quad (22)$$

где I_B — полный вихревой ток, протекающий по одной половине поля; V — объем магнитного поля.

Закон изменения индукции магнитного поля:

$$B(x) = B_0 \left[1 - \left(\frac{x}{0,5d} \right)^2 - 2K_{\text{зап}}/3 \right]$$

при $-0,5d < x < 0,5d$ и

$$B(x) = -2/3 B_0 K_{\text{зап}} \quad (23)$$

при других значениях x , где $B_0 = B_1 + B_2 = \mu_0 I_B / h$ из закона полного

тока при обходе по контуру 1–2–3–4 на рис. 8,а.

Эквивалентное сопротивление контура вихревого тока

$$R_2 = \frac{2\rho l}{b0,5d} 4/3 = 8/3 \frac{\rho l}{hd}, \quad (24)$$

где ρ — удельное электрическое сопротивление проводника; l — размер провода в направлении, перпендикулярном чертежу; $4/3$ — коэффициент, полученный при условии, что плотность вихревого тока непостоянна на половине сечения провода, а изменяется по графику треугольника.

После прямого интегрирования кривой квадрата индукции получена следующая формула для добротности контура вихревого тока провода:

$$Q_2 = \frac{\omega L_2}{R_2} = \frac{\omega \mu_0 d^2}{2\rho} (0,2 - 1/6 K_{зап}) = (d/\delta)^2 (0,2 - 0,167 K_{зап}) = (d/\delta)^2 K_d, \quad (25)$$

где $\delta = \sqrt{2\rho/\omega\mu_0}$ — глубина проникновения электромагнитного поля для проводника; $K_d = 0,2 - 0,167 K_{зап}$ (рис. 8,з).

Проведем оценку добротности контура вихревых токов по полученной формуле для медных проводников ($\delta \approx 10$ мм) для случая «частого» расположения их в «шеренге» ($K_{зап} \approx 0,8$; $K_d \approx 0,07$), характерного для варианта вихревых токов от осевого поля, и «редкого» расположения ($K_{зап} \approx 0,5$; $K_d \approx 0,12$), характерного для радиального поля:

Характерный размер d , мм	2	3	5	10	15	20	40	50
Q_2 ($K_{зап} \approx 0,8$; $K_d \approx 0,07$)	0,003	0,006	0,02	0,07	0,16	0,28	1,12	1,75
Q_2 ($K_{зап} \approx 0,5$; $K_d \approx 0,12$)	0,005	0,01	0,03	0,12	0,27	0,48	1,92	3,0

Как видно, добротность контура вихревых токов, вызываемых осевой составляющей магнитного поля, составляет тысячные или сотые доли (первая строчка, добротность $0,006 \div 0,07$ для провода толщиной 3–10 мм), а добротность контура вихревых токов, вызываемых радиальным полем — десятые доли (вторая строка, добротность $0,12–0,48$ для проводов высотой сечения 10–20 мм).

Как правило, в силовых трансформаторах и реакторах основную часть добавочных потерь в проводниках обмотки составляют потери на вихревые токи, вызываемые осевой и радиальной составляющими индукции поля рассеяния. Поэтому сделанное предположение о возможности практической упрощенной оценки ударного коэффициента с учетом добавочных потерь (с запасом, без учета его снижения из-за конечного значения Q_2 , которое при расчетах может быть принято не более 0,5) является правомерным.

Для более крупных деталей добротность короткозамкнутых контуров, судя по вышеприведенным данным, может составлять единицы, однако эта оценка весьма приближенная; некоторые соображения, подтверждающие такое заключение, есть в [6]. Такую же добротность имеют контуры циркулирующих токов в обмотках трансформаторов, имеющих параллельные ветви. Некоторые оценки есть в [7], однако, как уже было отмечено, к оценкам добротности в этой книге нужно подходить с осторожностью.

Для оценки добротности Q_2 массивных деталей из конструкционной стали, стенок бака трансформатора, необходимы дополнительные исследования, но, по-видимому, для мощных трансформаторов она достигает единицы и более.

Следует упомянуть, что в трансформаторах могут быть и короткозамк-

нутые контуры, имеющие большую добротность, сравнимую с добротностью короткозамкнутого трансформатора. Например, в [8] описан расчет переходного процесса КЗ, когда в качестве такого контура выступает одна короткозамкнутая обмотка трехобмоточного трансформатора, экранирующая другую короткозамкнутую обмотку.

Таким образом, при составлении схемы замещения, учитывающей вих-

ных» случаев, когда добавочные потери (т.е. δR_d) пропорциональны частоте в квадрате (это характерно для добавочных потерь в мелких деталях, например в проводниках обмоток), пропорциональны частоте (характерно, например, для потерь в баке) и пропорциональны корню квадратному из частоты \sqrt{f} (характерно для массивных металлических деталей). Видно, что в области частот $0 \div 75$ Гц (а этой области достаточно для расчета переходного процесса при включении на КЗ, так как кривая тока состоит из синусоиды 50 Гц и апериодических составляющих) схема рис. 1,а удовлетворительно отражает зависимость добавочных потерь первого вида ($\equiv f^2$), если добротность контура $R_2 L_2$ при 500 Гц не превышает $0,2 \div 0,5$. Для добавочных потерь второго вида ($\equiv f$) $Q_2 \approx 1$, третьего вида ($\equiv \sqrt{f}$) — $Q_2 \approx 2$. Последние два вида потерь отображаются схемой рис. 1,а достаточно приближенно. Более серьезно придется задуматься, если схему рис. 1,а использовать для расчета переходных процессов при повышенных частотах, так как она отражает необходимую зависимость потерь от частоты весьма условно (рис. 9,б), однако это выходит за рамки рассматриваемых вопросов. Судя по рис. 9,а, в случае добавочных потерь, пропорциональных квадрату частоты, можно выбирать значение Q_2 как можно меньшим. Однако и здесь лучше не переходить определенного предела. При значении Q_2 меньше

$$Q_{2\min} = \frac{K_d}{1+K_d} (1/Q_k) \quad (27)$$

индуктивность L_1 становится отрицательной. Однако указанное ограничение для практических случаев расчета переходного процесса включения на КЗ не возникает. Например, при $K_d = 0,2$ и $Q_k = 10$ имеем $Q_{2\min} = 0,017$, а допустимо 0,2.

Можно оценить, насколько изменится в зависимости от частоты входная индуктивность схемы рис. 1,а. Ведь при расчетах трансформаторов, как правило, принимается,

что индуктивность КЗ вообще не зависит от добавочных потерь:

$$L = L_k \left(1 - \frac{K_d}{K_d+1} \frac{Q_2}{Q_k} \frac{(f/50)^2 - 1}{1 + (f/50)^2 Q_2^2} \right) \quad (28)$$

при частоте $f = f_0 = 50$ Гц точно равна индуктивности КЗ, а при малых частотах ($f \rightarrow 0$)

$$\begin{aligned} L(f \rightarrow 0) &= L_k \left(1 - \frac{K_d}{K_d+1} \frac{Q_2}{Q_k} \right) = \\ &= L_k (1 - \delta L) = L_k (1 - a) \end{aligned} \quad (29)$$

весьма мало от нее отличается в широком диапазоне параметров. В частности, при $f=0$ имеем $\delta L_0 = + \frac{K_d}{(K_d+1)} \times \frac{Q_2}{Q_k}$; при $f=50$ $\delta L=0$; при $f=100$ Гц $\delta L = -\delta L_0 3(1+4Q_2^2)$. Например, при $K_d = 0,2$ $Q_k = 10$ и $Q_2 = 0,2$ поправка составляет всего 0,33%.

Таким образом, введенная схема учета добавочных потерь рис. 1,а является приближенной; для уточнения схему можно было бы усложнять, например, введением не одного, а нескольких последовательных контуров RL с различной добротностью [4]. Однако схема рис. 1,а достаточно проста и удобна как для расчета, так и для анализа в общем виде.

При анализе предложенной схемы замещения можно сделать вывод о том, что такая схема «обеспечивает» общепринятые типы зависимости добавочных потерь от частоты только приблизительно и в ограниченном диапазоне частот (правда, достаточном для практических расчетов переходных режимов КЗ силовых трансформаторов). К тому же в ней отражено изменение индуктивности КЗ (правда, очень малое, несущественное для практических расчетов). Может быть, стоит вместо такой «приблизительной» схемы замещения делать полный расчет без серьезных допущений? Но ведь даже для расчета циркулирующих токов (число контуров этих токов ограничено) в установившихся, а не переходных режимах, приходится решать сложные системы

уравнений многообмоточного трансформатора с помощью сложных программ [7]. А число контуров циркулирующих токов в трансформаторах (это конечное число параллельных ветвей в обмотках) несравненно меньше числа короткозамкнутых контуров вихревых токов (это каждая катушка, каждый провод, каждая металлическая деталь).

Для объяснения «физического смысла» рассмотренного явления, (процесса) в данном случае несколько необычного, непривычного увеличения (а не ожидаемого снижения) ударного тока переходного режима включения трансформатора на КЗ при расчете вихревых или циркулирующих токов, т.е. добавочных потерь КЗ, стоит привести некоторые соображения.

1. Ток КЗ в переходном режиме содержит периодическую составляющую, медленно изменяющуюся, почти постоянную во времени. А вихревые токи возникают только в переменном магнитном поле.

2. В контурах с низкой добротностью ток (вихревой ток) имеет почти ту же фазу, что и напряжение, т.е. ЭДС, его вызывающая, наведенная магнитным полем «основного тока». Но в максимуме тока его производная равна нулю, т.е. ЭДС, вызывающая вихревые токи, в этот момент времени равна нулю. Следовательно, в максимуме переменной составляющей тока КЗ вихревой ток «не участвует».

В итоге получается, что и апериодическая, и периодическая составляющие тока в максимуме тока КЗ не испытывают влияния вихревых токов. Этим и объясняется независимость ударного тока КЗ от наличия добавочных потерь КЗ.

Необходимо обсудить вопросы практического применения проделанного исследования. Прежде всего следует отметить, что иногда при испытаниях трансформаторов на стойкость при КЗ получалось не очень большое, но все же не объяснимое расчетом увеличение ударного тока КЗ по сравнению с ожидаемым. Обычно это «списывалось» на обычную неопреде-

ленность параметров генераторной (или сетевой) части схемы испытаний (не всегда можно точно определить электрическое сопротивление сети). Представляется, что при испытаниях уточнения будут весьма полезными.

Безусловно, что полезным будет и уточнение ударных токов при расчетах электродинамической стойкости трансформаторов и реакторов; иногда оказывается важным такое уточнение даже и на несколько процентов. Однако здесь есть некоторые особенности конкретных расчетов при проектировании. Дело в том, что в настоящее время расчеты тока КЗ нормируются отечественными и международными стандартами, они имеют много общепринятых условностей. В частности, для мощных трансформаторов принимается, что ударный коэффициент в случае, если он в соответствии с добротностью короткозамкнутого трансформатора получается больше 1,8, при нормированном расчете он принимается равным 1,8 (в ближайшее время для трансформаторов мощностью 100 МВ·А и более, по-видимому, будет принят новый расчетный ударный коэффициент 1,9). Этим несколько ограничивается применение уточненных расчетов.

Список литературы

1. Лурье А.И. Об определении максимального тока при включении цепи RL на переменное напряжение. — Электричество. 1997. № 12.
2. Френкель А. Теория переменных токов / Пер. с нем. М.-Л.: ГЭИ. 1933.
3. Перекалин М.А. Электрические цепи. — М.-Л.: Госэнергоиздат. 1950.
4. Засыткин А.С. Эквивалентная постоянная времени силового трансформатора для расчета тока короткого замыкания. — Изв. вузов. Электромеханика. 1981. № 11.
5. Лейтес Л.В., Пинцов А.М. Схемы замещения многообмоточных трансформаторов и реакторов. — М.: Энергия. 1974.
6. Лейтес Л.В. Электромагнитные расчеты трансформаторов и реакторов. — М.: Энергия. 1981.
7. Шафир Ю.Н. Распределение тока в обмотках трансформаторов. — М.: Энергоатомиздат. 1992.
8. Лурье А.И. Токи переходного процесса короткого замыкания трехобмоточного трансформатора. — Электротехника. 1975. № 4.

Токи переходного процесса короткого замыкания трехобмоточного трансформатора

Лурье А.И.

При расчете токов короткого замыкания обычно не делают различия между двухобмоточными и трехобмоточными трансформаторами, хотя качественно переходные процессы в них различаются. Во многих случаях такой упрощенный расчет максимальных токов по установившимся токам КЗ и ударным коэффициентам дает удовлетворительные результаты. Потребность в уточненном расчете возникает, например, при испытаниях трехобмоточных трансформаторов на стойкость при КЗ. Для трансформатора с расположением обмоток на стержне НН—СН—ВН двухобмоточный режим КЗ на СН при питании обмотки НН от ударного генератора может быть заменен режимом одновременного КЗ на обмотках СН и ВН. Это удобно, так как при замкнутой обмотке ВН на ней не возникает больших напряжений, т.е. испытания можно проводить без бака и высоковольтных вводов. Расчет установившихся токов в указанных режимах дает примерно одни и те же значения токов в обмотках НН и СН, так как ток в обмотке ВН весьма мал. Однако уточненный расчет в переходном режиме, неоднократно подтвержденный экспериментами, дает сильное расхождение в токе обмотки ВН с упрощенным расчетом. Появляется сомнение в эквивалентности двух указанных режимов. Необходимость расчета в переходном режиме возникает также в связи с испытанием на стойкость при КЗ трансформаторов с расщепленными обмотками в несимметричном режиме с закороченной одной частью обмотки НН. Так как в таких трансформаторах обмотка ВН

состоит из двух параллельно соединенных частей, то задача сводится к расчету переходного режима в трехобмоточном трансформаторе (обмотка НН и две части обмотки ВН) с двумя закороченными обмотками (двумя частями обмотки ВН).

Для расчета переходного режима пренебрежем насыщением стали. Тогда трехобмоточный трансформатор можно заменить трехлучевой схемой замещения (рис. 1,а), где z_{c1} , z_{c2} , z_{c3} — сопротивления сетей, присоединенных к обмоткам 1, 2 и 3, приведенные к одной стороне; U_1 , U_2 и U_3 — напряжения источников этих сетей;

$$\begin{aligned}z_{T1} &= 0,5(z_{K12} + z_{K13} - z_{K23}); \\z_{T2} &= 0,5(z_{K12} + z_{K23} - z_{K13}); \\z_{T3} &= 0,5(z_{K13} + z_{K23} - z_{K12}),\end{aligned}\quad (1)$$

z_{K12} , z_{K13} , z_{K23} — полные (комплексные) сопротивления КЗ пар обмоток 1—2, 1—3 и 2—3 трансформатора.

Если рассматривать КЗ на обмотке 1 (стрелка на рис. 1,а), то из-за условия $U_2 = U_3$ (приведенные напряжения сетей равны) источники напряжений можно считать параллельно соединенными (пунктирная линия на рис. 1,а). Тогда получается схема на рис. 1,б, в которой $z_1 = r_1 + j\omega L_1 = z_r + z_{T1}$, где для случая испытаний на стойкость при КЗ z_r — сопротивления ударного генератора и ошиновки; $z_2 = r_2 + j\omega L_2$; $z_3 = r_3 + j\omega L_3$.

Задача расчета токов КЗ трехобмоточного трансформатора решена, в частности, М. Козловским*. Чтобы дать результаты в виде, удобном для инженерных расчетов, приведем решение полностью. Рассмотрим схему по рис. 1,б, подключаемую в момент

* Козловский М. Токи переходного режима в трехобмоточном трансформаторе при внезапном коротком замыкании. — Сборник докладов на научно-технической конференции по трансформаторам. Институт электротехники. Варшава, 1974.

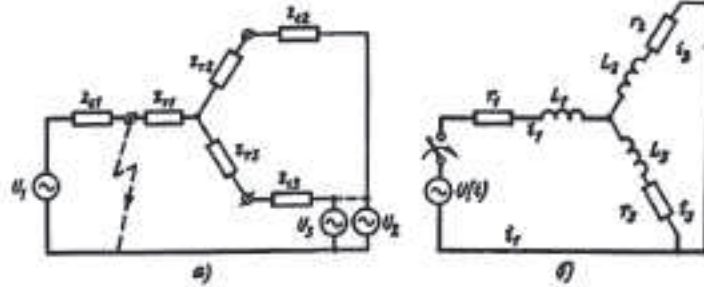


Рис. 1. Схема замещения к расчету токов в трехобмоточном трансформаторе при КЗ на одной обмотке (а) и при динамических испытаниях (б). z_{c1}, z_{c2}, z_{c3} — сопротивления сетей, присоединенных к обмоткам 1, 2, 3, приведенные к одной стороне; U_1, U_2, U_3 — напряжения источников этих сетей

времени $t=0$ к источнику синусоидального напряжения $u=U_m \sin(\omega t + \varphi)$. Введем два контурных тока i_1 и i_2 ; $i_3=i_1-i_2$.

Напряжения связаны системой из двух независимых дифференциальных уравнений первого порядка:

$$\begin{aligned} u - L_1 \frac{di_1}{dt} - r_1 i_1 &= L_2 \frac{di_2}{dt} + r_2 i_2 = \\ &= L_3 \frac{d(i_1 - i_2)}{dt} + r_3 (i_1 - i_2). \end{aligned} \quad (2)$$

В общем случае решение такой системы для токов имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} i_1 &= i_{1\text{уст}} + A_1 \exp\left(-\frac{t}{\tau_1}\right) + B_1 \exp\left(-\frac{t}{\tau_2}\right); \\ i_2 &= i_{2\text{уст}} + A_2 \exp\left(-\frac{t}{\tau_1}\right) + B_2 \exp\left(-\frac{t}{\tau_2}\right); \\ i_3 &= i_1 - i_2 = i_{3\text{уст}} + A_3 \exp\left(-\frac{t}{\tau_1}\right) + \\ &+ B_3 \exp\left(-\frac{t}{\tau_2}\right), \end{aligned} \right\} (3)$$

где $i_{1\text{уст}}, i_{2\text{уст}}, i_{3\text{уст}}$ — установившиеся токи, определяемые обычными методами; τ_1, τ_2 — постоянные времени свободных токов, определяемые через корни p_1 и p_2 выражения операторного сопротивления схемы относительно зажимов источника напряжения: $\tau_{1,2} = -1/p_{1,2}$.

Указанное сопротивление согласно схеме рис. 1,б имеет вид:

$$z(p) = pL_1 + r_1 + \frac{(pL_2 + r_2)(pL_3 + r_3)}{(pL_2 + r_2) + (pL_3 + r_3)}. \quad (4)$$

Из условия $z(p)=0$ следует:

$$p_{1,2} = -\frac{1}{2} \omega \frac{\sum_3 x_i r_j}{\sum_3 x_i x_j} \left[1 + \sqrt{1 - 4 \frac{\sum_3 r_i r_j \sum_3 x_i x_j}{\left(\sum_3 x_i r_j\right)^2}} \right], \quad (5)$$

где $i=1, 2, 3$; $j=1, 2, 3$; цифры над знаком суммы указывают число членов суммы; причем индексы i и j у слагаемых не должны совпадать; $x_i = \omega L_i$; $x_j = \omega L_j$.

Далее надо определить четыре постоянные (A_1, A_2, B_1 и B_2). В случае нулевых начальных условий при $t=0$ токи в индуктивностях L_1 и L_2 равны нулю, поэтому

$$\begin{aligned} 0 &= i_{1\text{уст}}(0) + A_1 + B_1, \\ 0 &= i_{2\text{уст}}(0) + A_2 + B_2. \end{aligned} \quad (6)$$

При $t=0$ уравнения напряжений принимают вид:

$$\left. \begin{aligned} u(0) &= L_1 \left. \frac{di_1}{dt} \right|_0 - i_1(0) r_1 - L_3 \left. \frac{di_1}{dt} \right|_0 - \\ &- i_1(0) r_2 + L_3 \left. \frac{di_2}{dt} \right|_0 + i_2(0) r_3 = 0; \\ L_2 \left. \frac{di_2}{dt} \right|_0 + i_2(0) r_2 + L_3 \left. \frac{di_2}{dt} \right|_0 + \\ &+ i_2(0) r_3 - L_3 \left. \frac{di_1}{dt} \right|_0 - i_1(0) r_3 = 0. \end{aligned} \right\} (7)$$

Производные токов i_1 и i_2 по времени определяются из дифференцирования общих выражений токов. С учетом начальных условий для

токов $i_1(0)=i_2(0)=0$ выражения (7) преобразуются к виду:

$$\left. \begin{aligned} u(0) &= (L_1 + L_3) \frac{di_{1\text{уст}}}{dt} \Big|_0 - (L_1 + L_3) \times \\ &\times \left(\frac{A_1 + B_1}{\tau_1 + \tau_2} \right) - L_3 \frac{di_{2\text{уст}}}{dt} \Big|_0 + L_3 \left(\frac{A_2 + B_2}{\tau_1 + \tau_2} \right); \\ 0 &= (L_2 + L_3) \frac{di_{2\text{уст}}}{dt} \Big|_0 - (L_2 + L_3) \times \\ &\times \left(\frac{A_2 + B_2}{\tau_1 + \tau_2} \right) - L_3 \frac{di_{2\text{уст}}}{dt} \Big|_0 + L_3 \left(\frac{A_1 + B_1}{\tau_1 + \tau_2} \right). \end{aligned} \right\} (8)$$

Решив совместно уравнения (6) и (8), найдем постоянные

$$A_1 = \frac{\tau_1}{\tau_2 - \tau_1} \times \left[\tau_2 \frac{di_{1\text{уст}}}{dt} \Big|_{t=0} + i_{1\text{уст}}(0) - u(0) \tau_2 \frac{x_2 + x_3}{\sum x_i x_j} \right]; (9)$$

$$A_2 = \frac{\tau_1}{\tau_2 - \tau_1} \left[\tau_2 \frac{di_{2\text{уст}}}{dt} \Big|_{t=0} + i_{2\text{уст}}(0) - u(0) \tau_2 \frac{x_3}{x_1 x_2 + x_1 x_3 + x_2 x_3} \right]; (10)$$

$$A_3 = A_1 - A_2 = \frac{\tau_1}{\tau_2 - \tau_1} \left[\tau_2 \frac{di_{3\text{уст}}}{dt} \Big|_{t=0} + i_{3\text{уст}}(0) - u(0) \tau_2 \frac{x_2}{x_1 x_2 + x_1 x_3 + x_2 x_3} \right]; (11)$$

$$B_1 = -i_{1\text{уст}}(0) - A_1; (12)$$

$$B_2 = -i_{2\text{уст}}(0) - A_2; (13)$$

$$B_3 = B_1 - B_2 = -i_{3\text{уст}}(0) - A_3. (14)$$

Пример. При испытании одной фазы трехобмоточного трансформатора в режиме питания обмотки НН (ближайшей к стержню) и замыкания накоротко обмоток СН и ВН был использован генератор ТИ-100 с испытательными трансформаторами. Приведенные к напряжению генератора полные сопротивления короткого замыкания (в Омах) равны:

$$z_{\text{НН-СН}} = 0,0343 + j0,482;$$

$$z_{\text{НН-ВН}} = z_{\text{к13}} = 0,0376 + j1,512;$$

$$z_{\text{СН-ВН}} = z_{\text{к23}} = 0,0413 + j0,947.$$

Сопротивление генератора и ошиновки $z_{\Gamma} = jx_{\Gamma} + r_{\Gamma} = j0,20 + 0,01$. После перехода к трехлучевой схеме:

$$z_1 = r_1 + jx_1 = 0,0253 + j0,724 = 0,724 e^{j88^\circ};$$

$$z_2 = r_2 + jx_2 = 0,019 - j0,0415 = 0,0457 e^{j65^\circ 25'};$$

$$z_3 = r_3 + jx_3 = 0,0223 + j0,988 = 0,988 e^{j88^\circ 40'}.$$

Расчет ведем с точностью до третьего знака для сопоставления результата со случаем разомкнутой наружной обмотки.

При включении трансформатора на напряжение $u = U_m \sin(\omega t + \varphi) = U_m \sin 314t$ (т.е. при $\varphi = 0$ и $U(0) = 0$) рассчитаем параметры установившегося режима КЗ:

$$I_1 = \frac{U}{z_1 + \frac{z_2 z_3}{z_2 + z_3}} = \frac{U}{0,68 e^{j86^\circ 05'}} = I_1 e^{-j86^\circ 05'},$$

где

$$I_1 = \frac{U}{0,68}.$$

Отсюда

$$i_{1\text{уст}} = I_1 \sqrt{2} \sin(\omega t - 86^\circ 05') = I_{1m} \sin(\omega t - 86^\circ 05'),$$

где

$$I_{1m} = \sqrt{2} I_1, \quad i_{1\text{уст}}(0) = -1,00 I_{1m};$$

$$I_2 = I_1 \frac{z_3}{z_2 + z_3} = I_1 e^{-j86^\circ 05'} \frac{0,99 e^{j88^\circ 40'}}{0,95 e^{j87^\circ 30'}} = 1,04 I_1 e^{-j84^\circ 55'};$$

$$i_{2\text{уст}} = 1,04 I_{1m} \sin(\omega t - 84^\circ 55');$$

$$i_{2\text{уст}}(0) = -1,04 I_{1m};$$

$$I_3 = I_1 \frac{z_2}{z_2 + z_3} = I_1 e^{-j86^\circ 05'} \frac{0,046 e^{-j65^\circ 25'}}{0,95 e^{j87^\circ 30'}} = 0,048 I_1 e^{-j23^\circ} = -0,048 I_1 e^{-j59^\circ};$$

$$i_{3\text{уст}}(0) = 0,04 I_{1m}.$$

Производные токов:

$$\frac{di_{1\text{уст}}}{dt} = 314 I_{1m} \cos(\omega t - 86^\circ 05');$$

$$\frac{di_{1\text{уст}}}{dt} \Big|_0 = 314 \cdot 0,068 I_{1m} = 21,3 I_{1m};$$

$$\frac{di_{2\text{уст}}}{dt} = 314 \cdot 1,04 I_{1m} \cos(\omega t - 84^\circ 55');$$

$$\frac{di_{2\text{уст}}}{dt} \Big|_0 = 29,0 I_{1m};$$

$$\frac{di_{3\text{уст}}}{dt} = 314 \cdot 0,048 I_{1m} \cos(\omega t - 59^\circ);$$

$$\left. \frac{di_{3\text{уст}}}{dt} \right|_0 = -7,8 I_{1m}.$$

Определим далее p_1 , p_2 и τ_1 , τ_2 (при расчете $\sum x_i r_j$ и $\sum x_i x_j$ следует учитывать знак перед jx):

$$p_{1,2} = -\frac{1}{2} 314 \frac{0,0716}{0,643} 1 \pm \sqrt{1 - 4 \frac{0,00146 \cdot 0,643}{(0,0716)^2}} = -17,5(1 \pm \sqrt{1 - 0,733}) =$$

$$= -17,5(1 \pm 0,517) \frac{1}{c};$$

$$p_1 = -17,5 \cdot 1,517 = -26,1 \frac{1}{c};$$

$$p_2 = -17,5 \cdot 0,483 = -8,46 \frac{1}{c};$$

$$\tau_1 = -\frac{1}{p_1} = 0,0376 \text{ с}; \quad \tau_2 = -\frac{1}{p_2} = 0,118 \text{ с};$$

$$\frac{\tau_1}{\tau_2 - \tau_1} = \frac{0,0376}{0,0804} = 0,469.$$

Постоянные:

$$A_1 = 0,469 I_{1m} (0,118 \cdot 21,3 - 1,00) = 0,71 I_{1m};$$

$$A_2 = 0,469 I_{1m} (0,118 \cdot 29,0 - 1,04) = 1,12 I_{1m};$$

$$A_3 = 0,469 I_{1m} (-0,118 \cdot 7,8 + 0,04) = -0,41 I_{1m};$$

$$B_1 = (1,00 - 0,71) I_{1m} = 0,29 I_{1m};$$

$$B_2 = (1,04 - 1,12) I_{1m} = -0,08 I_{1m};$$

$$B_3 = (-0,04 + 0,41) I_{1m} = 0,37 I_{1m}.$$

Таким образом, найдены токи:

$$i_1 / I_{1m} = \sin(\omega t - 86^\circ 05') +$$

$$+ 0,71 \exp(-t/0,038 \text{ с}) +$$

$$+ 0,29 \exp(-t/0,118 \text{ с});$$

$$i_2 / I_{1m} = 1,04 \sin(\omega t - 84^\circ 55') +$$

$$+ 1,12 \exp(-t/0,038 \text{ с}) -$$

$$- 0,08 \exp(-t/0,118 \text{ с});$$

$$i_3 / I_{1m} = 0,004 \sin(\omega t - 59^\circ) -$$

$$- 0,41 \exp(-t/0,038 \text{ с}) +$$

$$+ 0,37 \exp(-t/0,118 \text{ с}).$$

Для сравнения рассчитаем ток КЗ того же трансформатора в двухобмоточном режиме НН-СН при разомкнутой обмотке ВН:

$$I'_{\text{НН-СН}} = \frac{U}{z_{\text{НН-СН}} + z_{\Gamma}} =$$

$$= \frac{U}{0,0343 + j0,482 + 0,01 + j0,2} \approx I_1 e^{-j86^\circ 20'};$$

$$i_{\text{НН-СНуст}}(t) = I_1 \sqrt{2} \sin(\omega t - 86^\circ 20') =$$

$$= I_{1m} \sin(\omega t - 86^\circ 20');$$

$$\tau' = \frac{0,682}{314 \cdot 0,0443} = 0,049 \text{ с};$$

$$\frac{i_{\text{НН-СН}}(t)}{I_{1m}} = \sin(\omega t - 86^\circ 20') +$$

$$+ \exp(-t/0,049 \text{ с}).$$

На рис. 2 представлены результаты расчета кривых всех токов.

Проанализируем полученные в примере результаты:

1. Максимальные значения токов в обмотках НН и СН в режиме питания со стороны обмотки НН и при закороченных обмотках СН и ВН различаются не более чем на 1%. Эти максимальные токи достаточно близки к токам в режиме с разомкнутой обмоткой ВН.

2. Установившиеся значения токов в обмотках НН и СН различаются на небольшую величину (около 4%), равную току в закороченной обмотке ВН.

3. С точки зрения динамических воздействий максимальных и установившихся токов режимы двухобмоточный (НН-СН, ВН — разомкнута) и трехобмоточный (НН — питается, СН и ВН — замкнуты накоротко) можно считать практически эквивалентными.

4. Характеры изменения токов от их максимальных значений ($t=0,01$ с) до установившихся ($t=0,2$ с) в трехобмоточном режиме и двухобмоточном режиме существенно различны. В трехобмоточном режиме в токах обмоток содержатся две аperiodические составляющие: одна — с постоянной времени, меньшей, чем постоянная времени в двухобмоточном режиме, другая — с большей постоянной времени. В результате в начале процесса ток затухает быстро, а затем — более медленно. Получается, что в начале процесса динамические воздействия на обмотку НН несколько облегчаются, а в конце — увеличиваются. В обмотке СН присутствует в

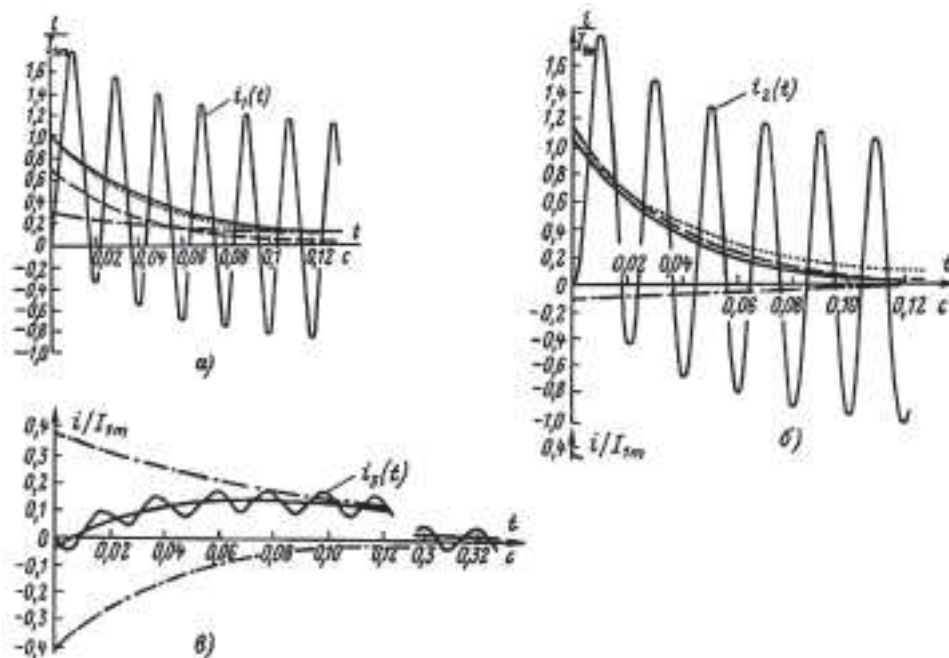


Рис. 2. Расчетные зависимости токов от времени в обмотках НН-1 (а), СН-2 (б), и ВН-3 (в) при питании обмотки 1 и замкнутых накоротко обмотках 2 и 3 (сплошные жирные линии). Пунктиром показаны экспоненты с постоянной времени 0,038 с, штрихпунктиром — 0,118 с, тонкими сплошными линиями — их сумма. Линией из точек показана аperiodическая составляющая с постоянной времени 0,049 с при отключенной обмотке 3

основном быстро затухающая аperiodическая составляющая.

Таким образом, испытания в трехобмоточном режиме не полностью эквивалентны испытаниям в двухобмоточном режиме. Однако, по нашему мнению, эти различия не столь существенны для того, чтобы усложнять общепринятую методику испытаний. Из рассмотрения кривых токов обмоток НН и СН вытекает следующая рекомендация, существенная для практики: параметры установившегося трехобмоточного режима на осциллограмме следует брать не по 5-7-му периоду, а по 12 — 15-му, так как в процессе присутствует медленно затухающая аperiodическая составляющая.

5. Интересна форма кривой тока в обмотке ВН. Максимальный ток получается не в начале, а в середине переходного процесса, причем это значение составляет ощутимую величину (19% амплитуды установившегося тока обмотки НН) по сравнению с

установившимся током (4%). Как правило, в обмотке ВН имеются достаточно большие запасы механической прочности, которые могут позволить пренебречь воздействием такого тока. Однако знание тока в обмотке ВН полезно для правильного выбора сечения закорачивающей шины и для настройки измерительной схемы при осциллографировании тока в этой обмотке.

Как видно, полученные формулы позволяют достаточно просто рассчитать токи в трехобмоточном трансформаторе с двумя закороченными обмотками при подключении синусоидального напряжения к третьей обмотке. Приведенные формулы можно также использовать при расчете переходных режимов в других устройствах, эквивалентной схемой которых является трехлучевая схема (реакторы без стали с двумя обмотками, двухобмоточные трансформаторы без стали или с насыщенным стержнем, двухобмоточные реле и пр.).