



Памяти Дмитриева К.С.

УДК 621.316

Авторы:
к.т.н. Добродеев К.М.,
Добродеев М.К.,
Рыбин Д.В.,
ОАО «Инженерный центр
энергетики Поволжья» –
«Нижегородскэнергосеть-
проект»,
г. Нижний Новгород,
Россия.

РАСЧЕТ ЗАЩИТНЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ ТОКА И ИХ ВТОРИЧНЫХ ЦЕПЕЙ (ВЗГЛЯД ПРОЕКТИРОВЩИКА)

CALCULATION OF PROTECTION CURRENT TRANSFORMERS AND THEIR SECONDARY CIRCUITS

(Planner view)

Аннотация: рассмотрены некоторые вопросы методики расчетов нагрузки и мощности трансформаторов тока с замкнутым магнитопроводом в установившемся и переходном режимах с учетом подключения микропроцессорных защит.

Ключевые слова: трансформатор тока, короткое замыкание, переходный процесс, интервал достаточно точной трансформации, микропроцессорная релейная защита.

Abstract:

This paper are considered some methods for calculations of loading and power of closed core current transformer in steady state and fault transient conditions taking into connection of microprocessor-based protections.

Keywords:

current transformer, short - circuit, fault transient, interval of sufficiently accurate transformation, microprocessor - based relay protection.

1. Введение

Обсуждение вопросов, вынесенных в название статьи, было начато на новом этапе О. И. Баглейбтером в 2008 году [1] и затем продолжено С. Л. Кужековым и Г. С. Нудельманом [2, 3]. Выяснилось, что данная тема вновь стала актуальной и дискуссионной в отечественной электроэнергетике, как и 40 лет тому назад. Причиной этому послужило применение микропроцессорных (МП) устройств релейной защиты (РЗ), которые обладают заметными преимуществами перед микроэлектронными, а тем более – перед электромеханическими (ЭМ) устройствами. К этим преимуществам можно отнести повышенное быстродействие, стабильность выдержек времени, расширенную функциональность и существенное уменьшение (на один-два порядка) потребления мощности по цепям переменного тока и напряжения.

Становится возможным обеспечить срабатывание защиты на отключение или блокировку по данным измерений, проведенных за 3–5 мс от момента короткого замыкания (КЗ), и применить ступень селективности вплоть до 100–200 мс. Реализация именно таких параметров защиты предъявляет повышенные требования к функционированию трансформаторов тока (ТТ) в переходных процессах с учетом апериодической составляющей тока КЗ и остаточной индукции в магнитопроводе. Для выполнения этих требований необходимо многократно повышать мощность ТТ с замкнутым магнитопроводом, которые и рассматриваются в данной статье, либо применять ТТ с немагнитными зазорами или цифровые ТТ. Если же

сохранить ступень селективности 0,4–0,5 с и время срабатывания защит 40–60 мс, то в большинстве случаев в сетях 110–220 кВ стандартные ТТ обеспечат нормальное функционирование защит, в том числе и микропроцессорных, как в установившихся, так и в переходных режимах КЗ. Следует также отметить, что совершенствование существующих и разработка новых принципов и устройств защиты позволяют снизить требования к функционированию ТТ в переходных процессах, что сохраняет область применения стандартных ТТ с замкнутым магнитопроводом.

Перед проектировщиками-релейщиками в современных условиях ставится двуединая задача: расчет допустимой нагрузки на выбранные ТТ и расчет требуемой мощности ТТ применительно к подключенным устройствам защиты. Следует признать, что проектировщики не готовы в полной мере решать поставленные задачи в связи с отсутствием утвержденных методик. И это несмотря на то, что в теоретических и практических работах советские ученые и инженеры исследовали в 60-70 годах прошлого столетия весь спектр вопросов функционирования ТТ и ЭМ устройств РЗ в установившихся и переходных режимах с глубоким насыщением ТТ, разработали ТТ с немагнитными зазорами и методики расчета ТТ для проектной и эксплуатационной практики. Значительный вклад в эту работу внёс профессор А. Д. Дроздов и плеяда его учеников. Достаточно подробный обзор по этой теме приведен в [3, 4].

Для проектировщиков настольной книгой по ТТ являлись «Указания по расчету сечений жил



контрольных кабелей в токовых цепях релейной защиты» (далее – «Указания по расчету ТТ»), инв. № 5916тм-т1, которые были разработаны Горьковским отделением Энергосетьпроекта и введены в действие Решением №57 ГлавНИИпроекта Минэнерго СССР, утвержденным заместителем министра энергетики и электрификации СССР 5 апреля 1974 года. «Указания по расчету ТТ» содержат методический и справочный материал по ТТ и устройствам защиты в объёме, необходимом для расчета погрешностей ТТ и сечений жил контрольных кабелей в установленном режиме КЗ. Годом раньше вышел РД 34.35.106 с тем же названием.

В настоящее время «Указания по расчету ТТ» и РД 34.35.106 отменены и проектировщики выполняют расчеты ТТ с учетом требований, содержащихся в руководствах по применению МП терминалов, а также на основании упрощенных методик в тех случаях, когда подобные требования не сформулированы фирмами-производителями. Не потеряли своей актуальности основные методические положения, содержащиеся в «Указаниях по расчету ТТ» и написанной по данной теме книге Е.П. Королева и Э.М. Либерзона [5], в которой, кстати, содержится глава «Методы расчета переходных процессов в трансформаторах тока».

С учетом изложенного, совершенно очевидна актуальность разработки современной версии «Указаний по расчету ТТ», аккумулирующих прошлый опыт и знания и отвечающих современным требованиям. Данная статья представляет собой попытку прояснения и разработки отдельных фрагментов этой большой работы.

2. Исторический экскурс

2.1. Представляет интерес ознакомление с основными выпущенными ранее документами, относящимися к защитным трансформаторам тока.

Начнем с «Инструкции по проверке трансформаторов тока, используемых в схемах релейной защиты», выпущенной в 1960 году [6] (далее – «Инструкция по проверке ТТ»). В этой инструкции, наряду с главами об основных сведениях по ТТ и о проверке ТТ, содержится глава об определении пригодности ТТ по их погрешностям. В этой главе приведены следующие

основные требования к защитным ТТ: погрешности ТТ в установленном режиме не должны превосходить 10% по коэффициенту трансформации (токовая погрешность) и 7% по углу в пределах расчетных значений токов КЗ для каждой защиты. Отмечается, что «выполнение этих требований... наиболее существенным является для быстродействующих дифференциальных, дистанционных и направленных защит, которые могут действовать неправильно, особенно в первые моменты короткого замыкания, из-за большой погрешности как по току, так и по углу». Здесь же изложена методика проверки ТТ на 10%-ную погрешность с использованием действительных или типовых характеристик намагничивания; существенным в этой методике является следующее.

1) Расчетный ток повреждения принимается разным для различных защит, причем максимальное значение его соответствует повреждению «в тех точках сети, где увеличенная погрешность может привести к неправильному действию защиты». Исходя из этого даны определения расчетного тока повреждения для основных типов защит.

2) Введён повышающий коэффициент K , учитывающий неточности расчетов токов КЗ, неточности характеристик намагничивания и влияние аperiodической составляющей токов КЗ. Этот коэффициент учитывается в формулах для расчета намагничивающего тока и допустимой внешней нагрузки при заданном значении расчётного вторичного тока.

Значения коэффициента K принимаются в диапазоне 1,2–2,0 в зависимости от типа защиты и времени её действия. При этом коэффициент K принимается тем большим, чем меньше время действия защиты и чем чувствительнее защита к неточностям ТТ.

Так для направленных защит всех типов:

$K = 1,2-1,3$ при $t > 0,5$ с; $K = 1,8-2,0$ при $t \leq 0,5$ с;

для дифференциальных защит:

при $t \leq 0,5$ с $\begin{cases} K = 1,8-2,0 & (а) \\ K = 1,4-1,5 & (б) \end{cases}$

а) для защиты без быстронасыщающихся трансформаторов (БНТ);

б) для защиты с БНТ;

при $t > 0,5$ с $K = 1,4-1,5$.

В [6] приведена методика расчетной проверки на 50%-ную погрешность, разработанная в ЦСРЗАИ Мосэнерго для оценки вероятности неустранимой вибрации токовых реле серии ЭТ-520 за счет искажения формы кривой вторичного тока.

2.2. В 1977 году было выпущено второе издание «Инструкции по проверке ТТ» [7], в которой, в частности, был описан способ снятия вольтамперных характеристик (ВАХ) с использованием вольтметра, измеряющего среднее выпрямленное значение напряжения, и амперметра, измеряющего амплитуду намагничивающего тока [8]. Построенная по этим замерам ВАХ или соответствующая ей характеристика для максимальных значений индукции B_m и напряженности поля H_m , не зависит от способа регулирования параметров режима.

В данном издании инструкции исключена глава об определении пригодности ТТ по их погрешностям, поскольку ранее были выпущены упомянутый выше РД 34.35.106 и «Указания по расчету ТТ» института «Энергосетьпроект», в которых этот вопрос был разработан достаточно подробно применительно к условиям установившегося режима КЗ.

2.3. В 2003 году вышла новая редакция «Инструкции по проверке трансформаторов тока...» [9]. (Исполнитель В. С. Буртков, ОАО «Фирма ОРГЭС», и К. С. Дмитриев, ОАО «Институт Энергосетьпроект»). В этой инструкции наряду с расширенным разделом по проверкам ТТ содержится обновленный раздел по основным сведениям о ТТ и раздел по расчетам ТТ, в котором, кроме традиционного метода эквивалентных синусоид, упоминается метод спрямленной характеристики намагничивания (СХН) и достаточно подробно рассмотрен метод прямоугольной характеристики намагничивания (ПХН), рекомендуемый для области среднего и глубокого насыщения ТТ.

В данной инструкции не нашёл отражения комплекс вопросов, связанных с функционированием ТТ и защит в переходных процессах. По-видимому, это было вызвано отсутствием законченных и апробированных на практике отечественных методических проработок, подобных тем, которые были выполнены для установившегося режима. Этому способствовало и следующее обстоятельство.



Исследования функционирования ТТ в переходных процессах, выполненные в конце 60-х – начале 70-х годов прошлого столетия в нашей стране, показали, в частности, что погрешности ТТ слабо зависят от нагрузки на вторичные обмотки, за исключением первого полупериода, в течение которого длительность интервала времени достаточно точной трансформации (ДТТ) напрямую зависит от этой нагрузки при прочих равных условиях [5, 10]. Из этого был сделан вывод о нецелесообразности применения повышающего коэффициента к расчетной кратности тока КЗ для учета переходного процесса, поскольку измерительные органы электромеханических защит имели время срабатывания 20 мс и более и при насыщении ТТ в первом полупериоде могли отказывать на время до двух-трех постоянных времени первичной сети. С учетом принятых ступеней селективности $\Delta t = 0,4-0,5$ с это не приводило к потере селективности срабатывания дистанционных и токовых защит, поскольку вторые ступени этих защит имеют время срабатывания $2\Delta t$ и более.

К времени выхода последней редакции «Инструкции по проверке ТТ» МП устройства защиты только начали массово внедряться в отечественной электроэнергетике, поэтому вопрос об обеспечении условий срабатывания измерительных органов защит по данным замеров о первом полупериоде переходного процесса не был таким актуальным, как в настоящее время.

2.4. Исторический экскурс дополняют решения научно-технических совещаний по вопросам выбора трансформаторов тока для релейной защиты, первое из которых состоялось 8–10 июня 1965 года, а второе – 18–20 июня 1969 года. Решения этих совещаний содержат анализ ситуации, сложившейся в вопросе выбора защитных ТТ, обобщение существующих научных и технических разработок, предложения и рекомендации для последующих разработок, а также решения по конкретным вопросам.

2.4.1 Первое совещание проводилось Московским правлением научно-технического общества (НТО) энергетической промышленности (секция автоматизации,

релейной защиты и телемеханики энергосистем), Техническим управлением по эксплуатации энергосистем Государственного производственного комитета по энергетике и электрификации СССР, Управлением трансформаторостроения и высоковольтного электрооборудования Государственного комитета по электротехнике при Госплане СССР.

Из решений этого совещания целесообразно отметить следующие пункты.

1) Предлагалось внести в новый ГОСТ (взамен ГОСТ 7746-55) следующие технические требования:

- кривые кратностей допустимой погрешности должны сниматься с активной нагрузкой, при этом намагничивающий ток не должен превышать 10% от первичного тока;
- заводы-изготовители должны предоставлять кривые кратностей допустимой погрешности с отметкой точки, разделяющей кривую на участки, соответствующие 10% значению намагничивающего тока и максимальному его значению, когда часть кривой построена для заданного предельного значения индукции; максимальное значение намагничивающего тока должно быть указано на кривой. Кроме того, в информационных материалах должны также приводиться кривые намагничивания, снятые при синусоидальном напряжении, и значения активного и реактивного сопротивлений вторичных обмоток;
- напряжение на зажимах вторичной обмотки ТТ при установленных кратностях допустимой погрешности не должно превышать 1000 В.

2) Совещание отметило отсутствие координации вопросов методики определения кратностей тока при 10% погрешности ТТ, применяемой разными заводами-изготовителями, и обратилось в Государственный комитет по электротехнике при Госплане СССР с просьбой дать соответствующие технические указания заводам-изготовителям ТТ о необходимости помещать в технической информации кривые кратности допустимой погрешности в соответствии с решением, изложенным выше в п. 1.

3) До разработки инженерных методов

расчета влияния переходных процессов на работу ТТ, пригодных для массового применения при проектировании и эксплуатации релейной защиты, рекомендовалось:

- не применять повышающих коэффициентов при значительном превышении выдержки времени защиты постоянной времени первичной сети;
- не применять при выборе сечения жил контрольного кабеля повышающего коэффициента в первичном токе для дифференциальных защит с быстроснабжающимися ТТ.

4) Совещание решило, что в ряде случаев целесообразно допустить работу ТТ с повышенной погрешностью при намагничивающем токе 40–50% и более от первичного тока. С этой целью необходимо продолжить экспериментальную работу для более полного выявления факторов и условий, вызывающих вибрацию контактов реле, с целью разработки конкретных требований к реле Чебоксарского электроаппаратного завода по недопустимости вибрации при повышенной погрешности ТТ и уточнения расчетной методики проверки ТТ на максимальную погрешность, допустимую по условию вибрации реле.

5) Считать необходимым продолжить разработки новых типов релейной защиты, снижающих требования к ТТ, и, в частности, дифференциальных защит (в том числе защиты шин высокого напряжения), допускающих работу ТТ с большими погрешностями, вызванными большой вторичной нагрузкой или переходными процессами.

6) Считать целесообразным выпустить Руководящие указания по выбору ТТ для релейной защиты и сечения проводов в их вторичных цепях.

2.4.2 Второе совещание проводилось Московским правлением НТО энергетической и электротехнической промышленности, Временной научно-технической комиссией по внедрению новых устройств релейной защиты в энергетических системах Государственного комитета Совета Министров СССР по науке и технике и Главным техническим управлением по эксплуатации энергосистем Министерства энергетики и электрификации СССР.



Из решений этого совещания целесообразно отметить следующие пункты.

- 1) Разрабатываемые «Указания по расчету допустимых нагрузок на ТТ в схемах релейной защиты» следует ограничить рассмотрением методов расчета при синусоидальном первичном токе, поскольку не представляется возможным считать доработанными методы расчета нагрузок на ТТ по заданным погрешностям в переходном режиме с учетом апериодической составляющей первичного тока, которые должны быть достаточно простыми и пригодными для практического применения.
- 2) В качестве основного метода при расчете нагрузок на ТТ в условиях, когда допускается 10% полная погрешность, следует пользоваться кривыми предельной кратности, которые представляются в информационных материалах предприятием-поставщиком.

Для определения допустимых нагрузок на ТТ при погрешностях, превышающих 10%, рекомендовалось применять один из следующих методов:

- а) метод «прямоугольной характеристики намагничивания», разработанный ОРГРЭС и институтом «Энергосетьпроект»;
- б) метод физического моделирования, разработанный институтом «Электродинамика АН УССР» и использующий «обобщенные» характеристики;
- в) метод «базисных параметров», предложенный Новочеркасским политехническим институтом и использующий пересчет значений допустимой нагрузки из кривых предельной кратности.

3) В техническую информацию на ТТ заводы-поставщики должны включать данные по индуктивным сопротивлениям рассеяния вторичных обмоток в Т-образной схеме замещения, для чего необходимо разработать простые методы определения этого сопротивления и выяснить степень зависимости его величины от напряженности магнитного поля в сердечнике ТТ.

Отметим, что в соответствии с решениями указанных выше научно-технических совещаний по вопросам выбора ТТ Минэлектротехпром выпустил в 1972 году Руководящие технические материалы «Трансформаторы тока. Единая методика расчета предельной кратности»,

ОДА.682.030 - 72, в соответствии с которыми на верхнем участке кривой предельной кратности должно использоваться максимальное значение индукции 1,8 Тл.

3. Некоторые вопросы расчетов трансформаторов тока на современном этапе

Анализ приведенного выше исторического экскурса показывает, что основные вопросы по расчетам ТТ, которые рассматривались 30–50 лет тому назад, актуальны сегодня и нуждаются в дополнителном прояснении и уточнении на современном этапе. Необходимо также определиться с квалифицированной организацией, которая бы занималась обобщением теоретических разработок и практического опыта с целью подготовки новой версии «Указаний по расчету ТТ».

3.1. Выбор расчетной индукции в ТТ

Значение расчетной индукции насыщения определяется по вторичной ЭДС насыщения в точке «колена» (перегиба – knee-point) ВАХ, в которой при увеличении ЭДС на 10% происходит увеличение намагничивающего тока не менее чем на 50% и не более чем на 100% [12].

Контроль значения B_s , принятого заводом-изготовителем, можно выполнить, используя известное выражение

$$B_s = \frac{I_{2\text{ ном}} \cdot K_{10\text{ ном}} \cdot \sqrt{(R_{2\text{ ТТ}} + Z_{\text{н. ном}} \cdot 0,8)^2 + (Z_{\text{н. ном}} \cdot 0,6)^2}}{w_2 \cdot Q_{\text{ст}}} \quad (1)$$

где $K_{10\text{ ном}}$ – номинальная предельная кратность;

$Z_{\text{н. ном}}$ – номинальная вторичная нагрузка с $\cos\varphi_{\text{н}} = 0,8$;

w_2 – число витков вторичной обмотки;

$Q_{\text{ст}}$ – сечение стали магнитопровода.

Дополнительный контроль B_s можно осуществить по значению напряжения, которое в соответствии с [11] измеряется при определении тока намагничивания защитных обмоток ТТ класса 5Р и 10Р. Допускаемое значение тока намагничивания и соответствующее ему значение напряжения должны быть установлены предприятием-изготовителем.

Как указано в [9], при снятии ВАХ напряжение на всей вторичной обмотке не должно превышать 1800 В. Однако напряжение насыщения ряда встроенных ТТ 35-500 кВ с $I_{2\text{ ном}} = 1$ А в несколько раз превышает этот предел, поэтому в таких ТТ

может быть снята только начальная часть ВАХ, и на этой части должна быть выбрана заводом-изготовителем контрольная точка, координаты которой должны помещаться в паспортных данных ТТ и использоваться для оценки его исправности в условиях эксплуатации.

Отметим, что в [11] используется термин «ток намагничивания», который входит в ГОСТ 18685-73 (термин 70) «Трансформаторы тока и напряжения. Термины и определения». С конца 70-х годов прошлого столетия начал применяться термин «намагничивающий ток», который использовался в литературе по основам электротехники и электрическим машинам. Однако и в последующее время имели хождение обе версии этого термина [13]. В 2011 году ГОСТ 18685-73 был переиздан, причем текст документа сверен по официальному изданию «Электротехника. Термины и определения». Часть 2: Сб. стандартов. – М.: Стандартиформ, 2005 г. В переизданном ГОСТ 18685-73 термин «намагничивающий ток» указан как недопустимый к применению («Ндп»).

По мнению авторов [9], «процедура определения тока намагничивания, регламентированная ГОСТ 7746-89 «Трансформаторы тока. Общие технические условия», «сужает ... определение тока намагничивания до его значения при одном расчетном значении напряжения ... на зажимах вторичной обмотки, равном действующему значению вторичной ЭДС обмотки при номинальной нагрузке и номинальной предельной кратности первичного тока ТТ». Это суждение вызывает следующие возражения. Если его рассматривать как ограничение по измерению напряжения только на вторичной обмотке, то в пункте 9.8.3 в последней версии этого ГОСТ [11] указаны все варианты измерения напряжения на обмотках ТТ, рекомендованные в [9]. Далее, только одно расчетное значение напряжения выделяется потому, что оно вместе с током намагничивания, полученным при испытаниях по пункту 9.8, должны быть записаны в паспорт на конкретный ТТ. Из приведенных суждений следует, что вопрос о применении термина «ток намагничивания» необходимо дополнительно обсудить и принять решение. Заметим, что термин «ток



намагничивания» естественным образом согласуется с терминами «характеристика намагничивания» и «сопротивление ветви намагничивания».

Продолжая рассмотрение вопроса о выборе расчетной индукции в ТТ, отметим, что кривые предельной кратности тока, приведенные в «Указаниях по расчёту ТТ» 1974 года и в [5], построены с учетом ограничения предельного значения индукции $B_{пр}=1,8$ Тл. В этих источниках приведены также таблицы технических данных ТТ, составленных на основании информационных материалов заводов-изготовителей.

Представляют существенный интерес расчетные значения $B_{пр}$, полученные по методике ГОСТ 7746-2001 на основании упомянутых таблиц технических данных, а также сравнение значений $K_{10 ном}$ из этих данных и взятых из расчетных кривых [5]. Информация представлена в табл.1.

В таблице: $E_{2 ном}$ – действующее значение ЭДС; $B_{м. ном}$ – максимальное значение индукции, соответствующее $E_{2 ном}$; $B_{м. пр}=1,8$ Тл, $K'_{10 ном}$ – значения предельной кратности, взятые из расчетных кривых в [5]. В зависимости от типа ТТ значения $K'_{10 ном}$ превышают соответствующие значения $K_{10 ном}$, взятые из таблиц технических данных, в 1,5–2 раза. Это обстоятельство было отмечено в работе Горьковского отделения Энергосетьпроекта, выпущенной в 1989 году и представляющей собой корректировку «Указаний по расчёту ТТ» 1974 года.

Ситуация с $B_{пр}$ остаётся не отрегулированной до настоящего времени, о чём свидетельствует информация по встроенным ТТ, приведённая в табл. 2. Эти ТТ установлены в автотрансформаторах (АТ) 500 кВ, которые были введены в самые последние годы, причём ТТ типа ТТВ встроены в АТ, изготовленный в ПАО «Запорожтрансформатор», а типа ТВТ – в АТ, изготовленный в ООО «Тольяттинский трансформатор».

Приведенные выше материалы свидетельствуют о необходимости директивного подтверждения предельного значения индукции 1,8 Тл для расчета или стендовой проверки номинальной предельной кратности первичного тока защитных ТТ.

Табл. 1 (начало)

Тип ТТ	$K_{10 ном}$	$S_{н. ном}$, ВА	$r_{2Т}$, Ом	$x_{2Т}$, Ом	$Z_{2 ном}$, Ом	$E_{2 ном}$, Ом
ТВТ-10-6000/5	12	30	1,14	1,0	2,72	163
ТВТ-35м-1000/5	20	30	0,53	0,47	1,91	191
ТВТ-110-1000/5	24	40	0,56	0,66	2,45	294

Табл. 1 (окончание)

Тип ТТ	l_M , м	$Q \cdot 10^{-4}$, м ²	$B_{м. ном}$, Тл	$K'_{10 ном}$	$K'_{10 ном} / K_{10 ном}$	$B_{м. пр} / B_{м. ном}$
ТВТ-10-6000/5	1,07	8,1	0,75	26	2,17	2,4
ТВТ-35м-1000/5	0,88	46,8	0,93	35	1,75	1,94
ТВТ-110-1000/5	1,95	57,6	1,14	37	1,54	1,58

Дело в том, что расчеты нагрузки и параметров режима работы ТТ в переходном процессе предполагают, как правило, самые неблагоприятные условия: остаточная индукция $B_r=0,8 B_s$ [12], максимальная аperiodическая составляющая тока КЗ и совпадение её по знаку с B_r . В этих условиях при $B_s = B_{пр}=1,8$ Тл имеем $B_r=1,44$ Тл, что хорошо совпадает с максимальным значением остаточной индукции для ленточных сердечников из холоднокатаной стали, рекомендованным в [14]. При достижении предельного значения индукции в момент насыщения ТТ ещё достаточно точно трансформирует ток, по-

скольку напряженность магнитного поля ориентировочно составляет 1000 А/м, МДС и намагничивающий ток при длине магнитной линии 1 м и $w_2 = 1000$ не превысят соответственно 1000 А и 1 А. Если расчётная кратность тока КЗ равна 10, а сопротивление ветви вторичного тока является чисто активным, токовая погрешность ТТ не превысит 0,5%.

Очевидно, что в расчетах нагрузок на ТТ с применением кривых или номинальных значений предельной кратности и повышающих коэффициентов для учета переходного процесса необходимо знать достоверное значение индукции

Табл. 2 (начало)

Тип ТТ	$K_{10 ном}$	$S_{н. ном}$ ВА	$r_{2Т}$, Ом	$x_{2Т}$, Ом	$Z_{2 ном}$, Ом
ТТВ-500-10Р-1000/1	20	30	4	-	33,3
ТТВ-220-10Р-2000/1	24	30	7	-	35,8
ТТВ-10-10Р-6000/5	20	40	1,2	-	2,66
ТВТ-500-2000/1	25	50	8,3	-	56,9
ТВТ-220-2000/1	24	100	8,26	-	106,7
ТВТ-10-1-6000/5	12	30	1,04	-	2,13

Табл. 2 (окончание)

Тип ТТ	$E_{2 ном}$, В	l_M , м	$Q \cdot 10^{-4}$, м ²	$B_{м. ном}$ Тл	$B_{м. пр} / B_{м. ном}$
ТТВ-500-10Р-1000/1	666	1,71	21,84	1,37	1,31
ТТВ-220-10Р-2000/1	860	1,18	15,12	1,28	1,4
ТТВ-10-10Р-6000/5	266	1,41	5,76	1,73	1,04
ТВТ-500-2000/1	1421	1,95	93	0,69	2,6
ТВТ-220-2000/1	2561	1,68	75,7	0,76	2,37
ТВТ-10-1-6000/5	255	1,07	8,7	1,1	1,64



насыщения, с тем чтобы максимально использовать реальную мощность ТТ. Если известны сечение магнитопровода и число витков вторичной обмотки, можно рассчитать максимальное значение индукции, принятое заводом-изготовителем при определении номинальной предельной кратности, и если оно заметно меньше 1,8 Тл, выполнить пересчет этой кратности пропорционально отношению индукций. Коэффициенты для подобного пересчета показаны, в частности, в последнем столбце таблиц 1 и 2.

3.2 Выбор нагрузок и мощности трансформатора тока

В условиях значительного, на один-два порядка, снижения потребления МП устройств РЗА необходима корректировка методики выбора нагрузки ТТ и разработка методики выбора мощности ТТ. Приведенные ниже материалы представляют собой предложения по данным вопросам.

3.2.1 Выбор нагрузки на ТТ в установленном режиме

Для дальнейшего анализа полезно ввести понятие о паспортной номинальной предельной мощности нагрузки, которая равна произведению номинальной мощности нагрузки на номинальную предельную кратность $S_{\text{пасп. пр}} = S_{\text{н. ном}} \cdot K_{10 \text{ ном}}$. Значения $S_{\text{пасп. пр}}$ обычно находятся в диапазоне 600 – 1200 ВА. Для одноамперных ТТ напряжение на вторичной обмотке в номинальном предельном режиме численно равно значению $S_{\text{пасп. пр}}$.

Ситуацию с нагрузкой на ТТ можно проиллюстрировать, в частности, следующими данными. Типовой комплект ЭМ резервных защит ВЛ 500 кВ имеет сопротивление по токовой цепи фаза-ноль порядка 140 Ом, а суммарное сопротивление панелей ДФЗ-503 и АПВ-503 по этой цепи составляет 65 Ом без учета сопротивления реле 2РТ4 в АПВ-503 и 100 Ом с учетом этого реле.

При токе однофазного КЗ 30 кА трансформатор тока с коэффициентом 2000/1 имеет кратность тока 15, при этом произведение сопротивления нагрузки на вторичный ток составит для резервных защит 2100 В, а для комплекса ДФЗ-503 и АПВ-503 – минимально 975 В и максимально 1500 В. Поскольку выносные ТТ 500 кВ

имеют значения $S_{\text{пасп. пр}}$ в диапазоне 900–1350 ВА, становится очевидным, что в рассматриваемом примере эти ТТ могут насыщаться как в установленном режиме, так и в переходном режиме КЗ при неблагоприятных начальных условиях.

В случае применения МП терминалов РЗА, имеющих потребление мощности по цепям переменного тока 0,5 ВА и менее, основной нагрузкой на ТТ становятся соединительные провода. В большинство сетей 110–500 кВ расчетным видом КЗ для выбора нагрузки на ТТ является, как правило, однофазное КЗ, поэтому для приближенного анализа можно принять $R_{\text{н}} = 2R_{\text{к}}$. Если принять $S_{\text{н. ном}} = 30$ ВА и кратность тока КЗ равной 20, то для одноамперных ТТ с $S_{\text{пасп. пр}} = 600$ ВА получим при $\varepsilon \leq 10\%$ максимальную длину контрольного кабеля с сечением медных жил 2,5 мм², равную $\ell_{\text{к}} = 0,5 R_{\text{н. ном}} \cdot \gamma \cdot S_{\text{пр}} \cong 2140$ м, что в три-пять раз превышает реальную длину кабелей. Полученный результат свидетельствует о том, что в сетях 110–500 кВ расчет нагрузки на защитные ТТ с $I_{2 \text{ ном}} = 1$ А и паспортной предельной мощностью 600 ВА и более не является необходимым по условию установленного режима и можно принимать сечение жил медных кабелей равным 2,5 мм². Кроме того, очевидно, что мощность рассматриваемых ТТ по условию установленного режима может быть значительно снижена.

Что касается ТТ с $I_{2 \text{ ном}} = 5$ А, то для принятых выше условий получаем предельную длину контрольного кабеля 86 м при сечении жил 2,5 мм² и 137 м при сечении 4 мм²; эти длины могут оказаться недостаточными по конструктивным размерам распределительных устройств или (и) по кратностям токов КЗ.

3.2.2 Выбор нагрузки на ТТ в переходном режиме

Анализ публикаций позволяет утверждать, что практически приемлемой методикой расчета нагрузки и мощности ТТ с учетом переходных процессов может быть только такая методика, которая основана на традиционном понятии о предельной кратности первичного тока при допустимой полной погрешности. Величина последней, учитывая все неточности и допущения в исходных данных и методиках расчета

переходных режимов КЗ, должна быть принята равной 10%.

Анализ ряда публикаций, например [4, 15] показывает, что в качестве критерия, который может быть принят в основу сравнения технического совершенства устройств защиты и, следовательно, положен в основу расчетов ТТ в переходных режимах, целесообразно принять длительность интервала ДТТ, отсчитываемого от момента начала КЗ и необходимого для срабатывания измерительного органа (ИО) защиты (так называемое время измерения $t_{\text{м}}$ по [14]).

Современным МП устройствам дифференциальных защит шин и трансформаторов достаточно 3–5 мс точной трансформации ТТ для срабатывания ИО. Дистанционным защитам, которые функционируют в условиях точного согласования зон срабатывания, требуется больший интервал ДТТ, например 10 мс и более.

Анализ переходных процессов в ТТ при глубоком насыщении выполняется, как правило, с использованием прямоугольной характеристики намагничивания. В [16] приведено трансцендентное уравнение, позволяющее определить первый момент насыщения t_s^1 ТТ с активным характером сопротивления ветви вторичного тока и при максимальном значении аperiodической составляющей первичного тока

$$\frac{B_s - B_r}{B_m} = \omega T_1 \left[1 - \exp\left(-\frac{t_s^1}{T_1}\right) \right] - \sin \omega t_s^1. \quad (2)$$

Обозначим правую часть уравнения (2) через $K_{\text{пр}}$ и будем называть эту величину коэффициентом переходного процесса КЗ или просто переходным коэффициентом. Коэффициент $K_{\text{пр}}$, являясь функцией параметров T_1 и t_s^1 позволяет определить расчетное значение периодической составляющей индукции в ТТ при известном приращении индукции в первом полупериоде переходного процесса, а именно $B_m = \Delta B / K_{\text{пр}}$, где $\Delta B = B_s - B_r$.

В [17] приведены графики зависимости $t_s^1 \left(\frac{B_s - B_r}{B_m} \right)$ с параметром T_1 ,

построенные по (2) и позволяющие определить t_s^1 в зависимости от значения и знака B_r , значений постоянной



времени T_1 и периодической составляющей индукции B_m .

В проектной практике при отсутствии других рекомендаций приходится учитывать самые неблагоприятные начальные условия в переходном процессе КЗ, при этом приращение индукции до момента насыщения ТТ принимается равным $\Delta B=0,2B_s=0,36$ Тл. С учетом этого значения ΔB и при использовании численного метода решения трансцендентного уравнения (2) построены на рис. 1 графики зависимости $t_s^1(B_m)$, представляющие собой преобразованный для проектной практики вариант упомянутых выше графиков из [17]. Графики рис. 1 позволяют для выбранного устройства РЗ, имеющего паспортное значение минимального времени срабатывания ИО, определить допустимое значение тока КЗ, сопротивления нагрузки и мощности ТТ. Возможен и обратный ход решения, когда по параметрам выбранного или установленного ТТ, значениям тока КЗ и сопротивления нагрузки определяется значение t_s^1 и по нему – пригодность выбранного устройства РЗ.

3.2.3 Рассмотрим три примера расчётов, в которых, в частности, используется известное выражение для индукции ТТ в установившемся режиме КЗ

$$B_m = \frac{I_2 \cdot Z_2}{222 w_2 Q_{CT}}, \quad (3)$$

где Q_{CT} – сечение стали магнитопровода.

Пример 1

Защита имеет минимальное время срабатывания ИО $t_{ср. ИО} = 3$ мс. Требуется определить допустимые значения тока КЗ, сопротивления нагрузки и мощности ТТ при $T_1 = 0,3$ с.

По графику на рис. 1 находим $B_m = 2,7$ Тл. Рассматриваем ТТ с $K_{TT} = 1000/1$. Принимаем в качестве расчетного однофазное КЗ на землю и расчетную длину контрольного кабеля 500 м от ТТ до устройства РЗ; сопротивление кабеля с сечением жил 2,5 мм²

$$R_K = \frac{2\ell_K}{\gamma S_K} = \frac{2 \cdot 500}{57 \cdot 2,5} = 7 \text{ Ом.}$$

Предварительно принимаем ТТ с $K_{10 \text{ ном}} = 20$ и $S_{н. ном} = 30$ ВА ($S_{пасп. пр} = 600$ ВА). Для одноамперного ТТ обычно принимают активное сопротивление вторичной обмотки равным 15% от номинального сопротивления нагрузки, при этом $R_{2T} = 0,15 \cdot R_{н. ном} = 4,5$ Ом и полные сопротивления ветви вторичного тока равны

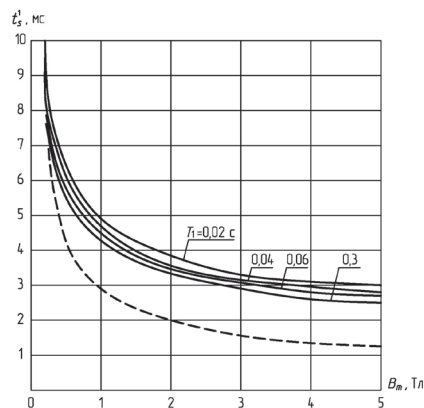


Рис. 1. Кривые для определения момента первого насыщения в переходном процессе КЗ при $V_1=0,8B_s$
 — при максимальной аperiodической составляющей тока
 --- при отсутствии аperiodической составляющей тока

$$R_{2 \text{ ном}} = R_{2T} + R_{н. ном} = 4,5 + 30 = 34,5 \text{ Ом}, R_2 = R_{2T} + R_K = 4,5 + 7 = 11,5 \text{ Ом.}$$

По условию допустимой полной погрешности ТТ $\epsilon \leq 10\%$ получаем максимально допустимое значение тока КЗ в установившемся режиме

$$I_{K3} = \frac{K_{10 \text{ ном}} \cdot I_{1 \text{ ном}} \cdot R_{2 \text{ ном}}}{R_2} = \frac{20 \cdot 1 \cdot 34,5}{11,5} = 60 \text{ кА.}$$

Из (3) для режима номинальной предельной кратности тока находим

$$w_2 Q_{CT} = \frac{K_{10 \text{ ном}} \cdot I_{2 \text{ ном}} \cdot R_{2 \text{ ном}}}{222 B_m \text{ пр}} = \frac{20 \cdot 1 \cdot 34,5}{222 \cdot 1,8} = 1,73 \text{ вит} \cdot \text{м}^2,$$

а в переходном режиме находим значение периодической составляющей тока КЗ, при котором интервал ДТТ равен или превышает 3 мс,

$$I_{K3} = \frac{B_m \cdot K_{CT} \cdot 222 \cdot w_2 Q_{CT} K_{TT}}{R_2} = \frac{2,7 \cdot 222 \cdot 1,73 \cdot 1000}{11,5} \leq 90,2 \text{ кА.}$$

Полученному значению произведения $w_2 Q_{CT}$ соответствует ТТ с $w_2 = 1000$ и $Q_{CT} = 17,3 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$. Если в качестве расчетного принять достаточно представительное значение тока КЗ в установившемся режиме 40 кА, то значение произведения $K_{10 \text{ ном}} \cdot I_{2 \text{ ном}} \cdot R_{2 \text{ ном}}$ характеризующее мощность одноамперного ТТ, может быть снижено в 1,5 раза. С учетом реальной ситуации с нагрузкой на ТТ, питающих МП устройства РЗ, целесообразно уменьшить значение $R_{2 \text{ ном}}$ при этом получим: $R'_{2 \text{ ном}} = R_{н. ном} \cdot 1,5 = 23$ Ом, $R'_{н. ном} = R'_{2 \text{ ном}} - R_{2T} = 23 - 4,5 = 18,5$ Ом; $S_{пасп. пр} = 20 \cdot 18,5 = 370$ ВА; по (3) находим $w_2 Q_{CT} = \frac{20 \cdot 1 \cdot 23}{222 \cdot 1,8} = 1,15$ и при $w_2 = 1000$ получаем $Q_{CT} = 11,5 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$; при этом для значения $B_m = 1,8$ Тл имеем $t_s^1 = 3,35$ мс, что обеспечивает срабатывание ИО защиты.

Пример 2

В ОРУ 220 кВ установлены ТТ, имеющие

$K_{TT} = 1000/1$, $K_{10 \text{ ном}} = 20$, $S_{н. ном} = 15$ ВА, $S_{пасп. пр} = 300$ ВА. Длина кабеля токовых цепей 200 м, сечение жил 2,5 мм². Расчетный ток КЗ в установившемся режиме 40 кА, постоянная времени сети $T_1 = 60$ мс. Требуется определить длительность интервала ДДТ в переходном режиме для принятых выше начальных условий.

Примем $R_{2T} = 3$ Ом и выполним расчеты по методике примера 1:

$$R_K = \frac{2\ell_K}{\gamma S_K} = \frac{2 \cdot 200}{57 \cdot 2,5} = 2,8 \text{ Ом};$$

$$R_{2 \text{ ном}} = R_{2T} + R_{н. ном} = 3 + 15 = 18 \text{ Ом}, R_2 = R_{2T} + R_K = 3 + 2,8 = 5,8 \text{ Ом};$$

$$w_2 Q_{CT} = \frac{K_{10 \text{ ном}} \cdot I_{2 \text{ ном}} \cdot R_{2 \text{ ном}}}{222 B_m \text{ пр}} = \frac{20 \cdot 1 \cdot 18}{222 \cdot 1,8} = 0,9 \text{ вит} \cdot \text{м}^2;$$

$$B_m = \frac{I_{K3 \text{ пер}} \cdot R_2}{222 w_2 Q_{CT} K_{TT}} = 1,16 \text{ Тл}; \text{ при } w_2 = 1000 \text{ имеем}$$

$$Q_{CT} = \frac{0,9}{1000} = 9 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2.$$

По графикам рис. 1 находим $t_s^1 = 4,2$ мс; следовательно, МП устройство РЗ должно обеспечить срабатывание ИО не более чем за 4 мс.

Пример 3

ТТ и кабель токовых цепей из примера 1; $T_1 = 60$ мс, $t_s^1 = 10$ мс; ТТ питает дистанционную защиту, требуется определить допустимые значения тока КЗ, сопротивление нагрузки и мощности ТТ.

По графикам рис. 1 находим $B_m = 0,12$ Тл. Выполним расчет по методике примера 1: $R_{2 \text{ ном}} = 34,5$ Ом, $R_2 = 11,5$ Ом, $w_2 Q_{CT} = 1,73$ вит·м²; при $w_2 = 1000$ вит. имеем $Q_{CT} = 17,3 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$.

Максимально допустимое значение периодической составляющей тока КЗ по условию точной трансформации в течение 10 мс

$$I_{K3} = \frac{B_m \cdot 222 \cdot w_2 Q_{CT} \cdot K_{TT}}{R_2} = \frac{0,12 \cdot 222 \cdot 1,73 \cdot 1000}{11,5} = 4,0 \text{ кА.}$$

В некоторых случаях ток при КЗ в конце I зоны дистанционной защиты может превышать полученное значение I_{K3} . Повторим расчеты, приняв $K_{TT} = 2000/1$ и $R_{2T} = 8$ Ом; получаем $R_{2 \text{ ном}} = 38$ Ом; $R_2 = 15$ Ом;

$$w_2 Q_{CT} = \frac{K_{10 \text{ ном}} \cdot I_{2 \text{ ном}} \cdot R_{2 \text{ ном}}}{222 \cdot B_m \text{ пр}} = \frac{20 \cdot 1 \cdot 38}{222 \cdot 1,8} = 1,9 \text{ вит} \cdot \text{м}^2;$$

при $w_2 = 2000$ имеем $Q_{CT} = 9,5 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$; при этом

$$I_{K3} = \frac{0,12 \cdot 222 \cdot 1,9 \cdot 2000}{15} = 6,75 \text{ кА.}$$

3.2.4 В приведенных выше примерах не учтен цикл неуспешного АПВ по той причине, что в бестоковую паузу ТТ, как правило, размагничивается по крайней мере до уровня B_r , после чего промежуток времени ДТТ повторится. Выполним расчет дифференциальной индуктивности L_D по формуле, приведенной в [16]

$$L_D = \frac{\Delta B}{\Delta H} \cdot \frac{w_2^2 Q_{CT}}{\ell_M}, \quad (4)$$



для ТТ с $K_T = 1000/1$ и параметрами: $w_2 = 1000$, $Q_{CT} = 20 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$, $\ell_m = 1,5 \text{ м}$.

Насыщенный участок характеристики намагничивания аппроксимируем отрезком прямой между точками: $B_{m(1)} = B_r = 1,44 \text{ Тл}$, $H_{Д(1)} = 1000 \text{ А/м}$; $B_{m(2)} = 1,8 \text{ Тл}$, $H_{Д(2)} = 1000 \text{ А/м}$; при этом получим

$$L_{Д} = \frac{0,36}{1000} \cdot \frac{1000^2 \cdot 20 \cdot 10^{-4}}{1,5} = 0,48 \text{ Гн}.$$

Если принять $R_2 = 36 \text{ Ом}$, получим значение постоянной времени вторичного контура $T_2 = 0,48/36 = 0,013 \text{ с}$; при этом ТТ размагничивается до B_r за 40 мс.

3.2.5 При наличии остаточной индукции насыщение ТТ может произойти и при синусоидальном токе $i = I_m \sin \omega t$, если КЗ возникает в момент $\omega t = 0$, а знаки B_r и полуволны тока совпадают. При активном характере сопротивления ветви вторичного тока имеем выражение для момента насыщения ТТ с ПХН

$$\cos \omega t_s^1 = 1 - \frac{B_s - B_r}{B_m} = 1 - \frac{\Delta B_s}{B_m}. \quad (5)$$

На рис. 1 построены по (5) графики зависимости $t_s^1(B_m)$ для значения $B_r = 0,8$, $B_s = 1,44 \text{ Тл}$. Из этих графиков следует, что насыщение ТТ в переходном процессе при синусоидальном токе происходит быстрее, чем при токе с аперiodической составляющей, который при $T_a = \infty$ имеет вид $i = I_m \cdot (1 - \cos \omega t)$. Это соотношение сохраняется вплоть до значения $t_s^1 = 7,7 \text{ мс}$, которое получено графоаналитическим методом и показано на рис. 2. При реальных значениях $T_a \leq 300 \text{ мс}$ граничное значение отодвигается в сторону $t_s^1 > 7,7 \text{ мс}$.

Рассмотренная особенность ускоренного насыщения ТТ в переходном процессе при синусоидальном токе КЗ может приводить к отказу срабатывания быстродействующих защит в первом полупериоде, что можно учитывать как допущенную задержку срабатывания.

3.2.6 С учетом минимального потребления МП устройств защиты нагрузкой на ТТ является, как правило, сопротивление соединительных проводов. Значение этого сопротивления становится соизмеримым или даже меньше, чем сопротивление вторичной обмотки ТТ. В этих условиях индуктивность вторичной обмотки может оказывать существенное влияние на функционирование ТТ.

При симметричном расположении первичной и вторичной обмотки сопротивление последней является также активным. При несимметричном расположении одной или обеих обмоток вторичная обмотка обладает индуктивностью вследствие потока рассеяния.

Потоки рассеяния вторичной обмотки возникают и при симметричном её расположении, например, во встроенных ТТ, если эта обмотка намотана несколькими равными секциями, разделенными равными промежутками, в которых размещаются распорные клинья.

Анализ данных из [5] по параметрам вторичных обмоток показал, что значительная часть ТТ имеет $X_{2T} \geq R_{2T}$; особенно это характерно для одноамперных ТТ. Поэтому анализ режимов работы ТТ следует выполнять с учетом данных по индуктивным сопротивлениям вторичных обмоток, расчетные значения которых предприятия-изготовители должны приводить в информационных материалах (Приложение А из [11]).

Для выяснения степени влияния X_{2T} на функционирование ТТ в переходном процессе выполнены расчеты t_s^1 при двух значениях угла сопротивления ветви вторичного тока φ_2 , равных 30° и 45° .

Расчетное уравнение при КЗ с максимальным значением аперiodиче-

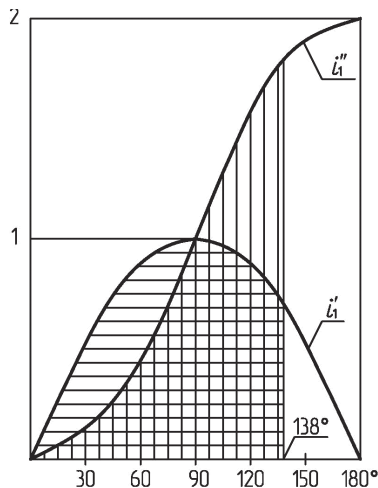


Рис. 2. Расчету равных углов насыщения ТТ в первом полупериоде при токах $i_s = \sin \omega t$ и $i_s^1 = 1 - \cos \omega t$

ской составляющей тока имеет следующий вид для ТТ с ПХН [18]

$$\frac{B_s - B_r}{B_m} = \omega T_1 \cos \varphi_2 - \sin(\omega t_s^1 + \varphi_2) + (\sin \varphi_2 - \omega T_1 \cos \varphi_2) \exp\left(-\frac{t_s^1}{T_1}\right). \quad (6)$$

При $\varphi_2 = 0$ данное уравнение преобразуется в (2). Расчеты по (6) выполнялись графоаналитическим методом при следующих исходных данных: $T_1 = 100 \text{ мс}$; $B_s - B_r = 0,36 \text{ Тл}$; B_m имеет значение 0,68 Тл и 3,0 Тл, полученные ранее при $\varphi_2 = 0$ и значениях t_s^1 равных 5 мс и 3 мс соответственно. Результаты расчета приведены в табл. 3.

Из таблицы следует достаточно очевидный вывод о том, что индуктивное сопротивление в цепи вторичного тока уменьшает промежуток времени ДТТ и оказывает отрицательное влияние на функционирование быстродействующих защит.

Табл. 3

$B_m, \text{ Тл}$	$t_s^1, \text{ мс}$		
	$\varphi_2 = 0^\circ$	$\varphi_2 = 30^\circ$	$\varphi_2 = 45^\circ$
0,68	5	3,9	3,65
3,0	3	2,1	1,8

3.2.7 Продолжим рассмотрение методических вопросов с учетом требований к ТТ, предъявляемых фирмами-производителями МП защит.

Графики $t_s^1(B_m)$ на рис. 1 построены при $B_r = 0,8 \text{ Тл}$, поэтому не являются универсальными. Более широкие возможности предоставляют графики $K_n(T_1)$ с параметром t_s^1 , построенные на рис. 3 для диапазона $t_s^1 = 2-10 \text{ мс}$. По этим графикам нетрудно подтвердить все расчеты, выполненные в приведенных выше примерах, или пересчитать их на другие значения ΔB . Так, если в третьем примере принять $B_r = 0$, то получим $\Delta B = B_s = 1,8 \text{ Тл}$, для значений $T_1 = 60 \text{ мс}$ и $t_s^1 = 10 \text{ мс}$ по соответствующему графику рис. 3 получаем $K_n = 2,9$ и затем $B_m = 0,62 \text{ Тл}$ и $I_{КЗ} = 20,7 \text{ кА}$.

В диапазоне $T_1 = 0,06-0,3 \text{ с}$ графики $K_n(T_1)$ имеют незначительный наклон, поэтому в данном диапазоне можно пользоваться с погрешностью, не превышающей 5%, одним графиком $K_n(t_s^1)$, построенным на рис. 4. Каждый график рис. 3 можно аппроксимировать двумя горизонтальными отрезками, которые сое-



динены «ступенькой» с абсциссой, соответствующей граничному значению T_1 . Показанный на рис. 3 пример аппроксимации графика зависимости $K_{\Pi}(T_1)$ может быть использован для расчета ТТ, питающего конкретную МП защиту.

В [15] приведена методика выбора ТТ, в соответствии с которой рабочая предельная кратность по точности ALF (Accuracy Limit Factor) вычисляется по выражению

$$ALF' = \frac{I_F}{I_N} \cdot K_{TF} \cdot K_{Rem}, \quad (7)$$

где I_F – ток КЗ, I_N – номинальный первичный ток ТТ, K_{TF} – коэффициент запаса, учитывающий увеличение индукции в ТТ при наличии апериодической составляющей в токе КЗ с постоянной времени T_N ,

$K_{Rem} = \frac{B_s}{B_s - B_r}$ – коэффициент запаса, учитывающий остаточную индукцию в ТТ.

Для ТТ с замкнутым магнитопроводом постоянная времени вторичного контура до момента насыщения значительно превышает постоянную времени первичной сети, поэтому можно пользоваться упрощенным выражением

$$K'_{TF} = 1 + \omega T_N \left[1 - \exp\left(-\frac{t_M}{T_N}\right) \right]. \quad (8)$$

В условиях, когда необходимо обеспечить достаточно точную трансформацию только в течение ограниченного времени измерения t_M , не превышающего 10 мс, необходимо учитывать синусоидальную состав-

ляющую потока. В [15] приведено расчетное выражение для определения коэффициента K_{TF} с учетом этой составляющей и графики $K_{TF}(T_N)$ с параметром t_M и диапазоном изменения $T_1 = 0-100$ мс и $t_M = 2-10$ мс. Эти графики имеют такой же вид, что и графики $K_{\Pi}(T_1)$, но проходят заметно выше, особенно при малых значениях t_M . Так, при $T_N=100$ мс и $t_M=2$ мс имеем $K_{TF}=0,2$, а при тех же исходных данных $K_{\Pi}=0,033$. На рис. 4 приведен также график $K_{TF}(t_M)$, который построен по данным упомянутых выше графиков $K_{TF}(T_N)$, взятых при $T_N=100$ мс, и иллюстрирует отличие рассмотренных методик.

Учет остаточной индукции в (7) с помощью коэффициента K_{Rem} , значение которого при $B_r=0,8 B_s$ равно 5, приводит к значительному увеличению мощности ТТ. Так, если $T_1=0,1$ с и $t_M=4$ мс, то получим $K_{TF} \cdot K_{Rem} = 0,75 \cdot 5 = 3,75$, т.е. значение рабочей предельной кратности ALF' должно превышать кратность тока КЗ в 3,75 раза и во столько же раз необходимо увеличивать паспортную предельную мощность ТТ с учетом переходного процесса.

Требование к мощности ТТ по условию переходного процесса можно выразить аналогично (7) с помощью размерного коэффициента K_p :

$$K_p = \frac{B_s}{B_m} = \frac{B_s}{\Delta B} \cdot K_{\Pi} = K_r \cdot K_{\Pi}, \quad (9)$$

где $K_r = K_{Rem}$.

По исходным данным $\Delta B = 0,2 B_s$, $T_1 = 0,1$ с, $t_s^1 = 4$ мс получа-

ем $K_{\Pi} = 0,28$; $K_r = 5$ и $K_p = 1,4$; т.е. необходимо увеличение $S_{насп. пр}$ в 1,4 раза. Очевидно, что коэффициент K_p связывает рабочие и номинальные параметры режима работы ТТ: $K_{10} \cdot R_2 \cdot K_p = K_{10 ном} \cdot R_{2 ном}$.

Отметим, что неучет остаточной индукции в ТТ может привести к уменьшению t_s^1 ниже критических значений, что может вызвать применительно к дифференциальным защитам излишние срабатывания при внешних КЗ, а применительно ко всем защитам при КЗ в зоне действия – замедление срабатывания на время до двух-трех постоянных времени первичной сети.

В [15] имеется таблица требований, предъявляемых к ТТ устройствами МП дифференциальных защит фирмы Siemens. Так, дифференциальная защита 7SS52 требует при внутренних и внешних КЗ время работы без насыщения ТТ $t_{SF} \geq 3$ мс, что соответствует $K_{TF} \geq 0,5$, а дифференциальная защита генераторов и трансформаторов типа 7UT6 требует при внутренних КЗ $t_{SF} \geq 4$ мс, а при внешних КЗ $t_{SF} \geq 5$ мс, что соответствует значениям $K_{TF} 0,75$ и 1,2. При значениях $K_{TF} \leq 1$ расчетным становится установившийся режим КЗ, если в нем выполняется требование к полной погрешности ТТ $\varepsilon \leq 10\%$, т.е. используется кратность тока КЗ в установившемся режиме для выбора мощности ТТ или его нагрузки. Если же значение ALF', полученное при $K_{TF} < 1$, например $K_{TF} < 0,5$ при $t_M = 3$ мс, используется для расчета номинальной предельной кратности ALF по значениям номинальной и рабочей нагрузки, как это выполняется в [15], это означает, что в установившемся режиме внешнего КЗ возможно насыщение ТТ и

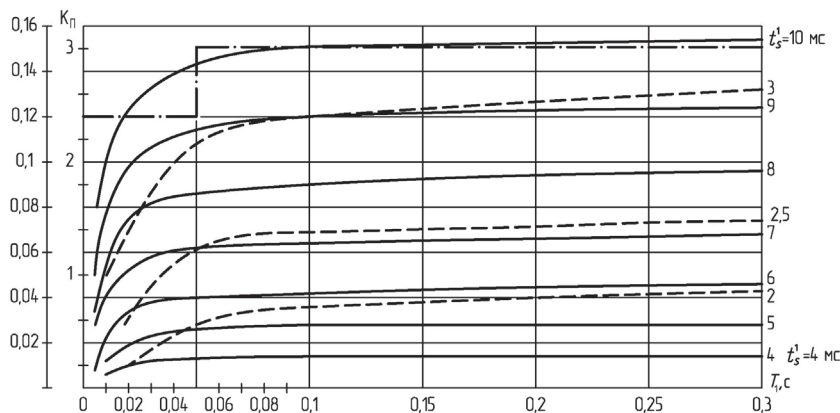


Рис. 3. Характеристики зависимости переходного коэффициента $K_{\Pi}(t_s^1, T_1)$ в диапазоне t_s^1 :
 — 4÷10 мс ($K_{\Pi}=0\div3,2$), - - - 2÷3 мс ($K_{\Pi}=0\div16$);
 - · - · ступенчатая аппроксимация зависимости K_{Π} с $t_s^1=10$ мс: $K_{\Pi}=3$ при $T_1 \geq 0,05$ с и $K_{\Pi}=2,4$ при $T_1 < 0,05$

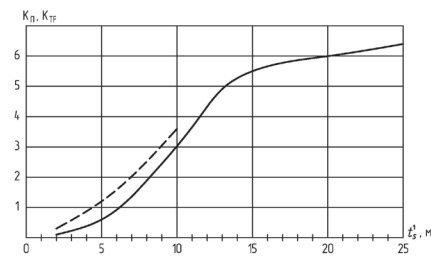


Рис. 4. Характеристики зависимости коэффициентов $K_{\Pi}, K_{TF}(t_s^1)$
 — K_{Π} при $T_1=0,2$ с;
 - - - K_{TF} при $T_1=0,1$ с



погрешность ε может существенно превысить 10%. Однако данная ситуация не является критичной, поскольку устройства дифференциальной защиты имеют датчик насыщения, который при внешних КЗ блокирует защиту или вводит дополнительный торможение. В примерах расчета ТТ для дифференциальных защит трансформатора 110/20 кВ, линии 20 кВ и шин 10 кВ, приведенных в [15], остаточная индукция не учитывалась, поэтому паспортная предельная номинальная мощность нагрузки получалась в диапазоне 200–300 ВА. При использовании коэффициента K_{Rem} по [8] для учета остаточной индукции в ТТ значения $S_{пасп. пр}$ увеличились бы до 1000–1500 ВА, что вряд ли можно считать приемлемым. В то же время расчет с использованием коэффициента $K_{п}$ при значениях $t_s^1 \leq 3,5$ мс не требует повышения мощности ТТ по сравнению с установившимся режимом, а при $t_s^1 = 4,5$ мс имеет значение $K_{п} = 0,4$ и требуется повышение мощности ТТ в 2 раза. Расчет по (7) при $t_M = 4,5$ мс с использованием $K_{TF} = 0,94$ (по рис. 4) и $K_{Rem} = 5$ дает значение повышения паспортной предельной мощности нагрузки, равное 4,7.

Отметим, что во всех упомянутых выше расчетах в [15] используются ТТ с $I_{2 ном} = 1$ А, в том числе и ТТ 10 кВ с $I_{1 ном} = 150$ А в схеме ДЗШ на ПС с током КЗ на шинах 19,2 кА и $T_1 = 64$ мс.

Применение графиков $K_{п}(T_1)$ на рис. 3 предполагает наличие расчетных данных по значениям постоянных времени первичной сети. Между тем в проектной практике схемы замещения содержат, как правило, только индуктивные сопротивления элементов схемы и реже – емкостные, поэтому расчеты постоянных времени первичной сети не выполняются. Необходимость выполнения данных расчетов подлежит обсуждению; здесь рассмотрим самые общие соображения, и прежде всего – о постоянных времени первичной сети.

Постоянные времени ВЛ 110 кВ со сталеалюминевыми проводами сечением 120–240–400 мм² составляют соответственно 5–10–15 мс; для ВЛ 220 кВ сечением 240–400 мм² при одном проводе в фазе постоянные времени на 10% больше. Это является основанием для

известного утверждения о том, что на большинстве ПС 110 кВ постоянные времени сети не превышают 20 мс. Можно полагать, что на ВЛ 220 кВ, удаленных от ПС 500 кВ на один пояс и более, постоянные времени сети не превышают, как правило, 30 мс. При КЗ на таких ВЛ, учитывая также невысокие кратности первичного тока, трансформаторы тока с $S_{пасп. пр} = 600$ ВА, питающие МП защиты, не должны насыщаться по крайней мере в первом полупериоде переходного процесса.

В более напряженном режиме находятся ТТ 110 и 220 кВ, установленные на шинах среднего напряжения ПС 220 и 500 кВ. Рассмотрим для примера ТТ 110 кВ, установленные на ПС 220 кВ. По данным [19], автотрансформаторы 220/110 кВ мощностью 125 и 250 МВА имеют постоянные времени 150 и 200 мс соответственно и дают, как правило, 50–80% полного значения тока КЗ на шинах 110 кВ. За счет подпитки КЗ от сети 110 кВ постоянная времени может снизиться в 1,5–2 раза и тем не менее будет находиться в диапазоне 60–200 мс, для которого характерно незначительное изменение значений $K_{п}$ для заданных значений t_s^1 . Это позволяет пользоваться для расчета ТТ графиком $K_{п}(t_s^1)$ (рис. 4) применительно к конкретным типам защит, имеющим вполне определенное время срабатывания измерительных органов.

Выше отмечалось, что стандартные одноамперные ТТ с $S_{пасп. пр} = 600$ ВА, как правило, бывают недогружены в 3–5 раз, т. е. имеет место соотношение $\frac{K_{10 ном} \cdot (R_{2Т} + R_{н.ном})}{K_{10} \cdot (R_{2Т} + R_{п})} \geq 3 \div 5$. Если подклю-

ченные к ТТ защиты требуют $t_s^1 \leq 5 \div 6$ мс то значения $K_{п} \leq 0,54 \div 0,9$ и при $K_r = 5$ получим значения $K_p \leq 2,7–4,5$, которые, как правило, будут обеспечиваться рассматриваемыми ТТ в установившихся и переходных режимах работы. Такую ситуацию можно считать характерной для дифференциальных токовых защит линий, трансформаторов и шин в сетях 110–500 кВ.

Дистанционные защиты требуют большего времени измерения, чем дифференциальные защиты, поэтому

требования к ТТ существенно возрастают. Так, по данным [21] минимально необходимое время измерений, включая запас, для дистанционных защит типа 7SA513/7SA522 и 7SA6 принимается равным 25 мс, что соответствует значению коэффициента $K'_{TF} = 8$ при $T_1 = 0,1$ с. Там же отмечено, что для новейших версий 7SA522 и 7SA63 может быть принято значение $K'_{TF} = 5$, что соответствует значению $t_M \approx 14$ мс. Если принять $K_{Rem} = 5$, то получим значение $K'_{TF} \cdot K_{Rem} = 25$. Практически такое же значение имеет коэффициент K_p при $t_s^1 = 14$ мс (рис. 4): $K_p = K_{п} \cdot K_r = 5,2 \cdot 5 = 26$.

В [21] приведена методика и пример выбора ТТ для дистанционной защиты 7SA6, в которых предусмотрены расчеты по четырем условиям:

- 1) близкие КЗ без АПВ,
- 2) КЗ в конце I зоны без АПВ,
- 3) близкое КЗ с АПВ,
- 4) КЗ в конце I зоны с АПВ.

Отметим, что данная методика предполагает отсутствие насыщения ТТ вплоть до момента окончания измерений при повторном включении на КЗ и практически полное отсутствие размагничивания магнитопровода в бестоковую паузу АПВ. Пример расчета по этим условиям выполнен для ТТ, который установлен на линии 110 кВ длиной 15 км, подключенной к энергосистеме с мощностью КЗ 3000 МВА и постоянной времени $T_1 = 60$ мс. ТТ имеет замкнутый магнитопровод и следующие параметры: коэффициент трансформации $n_T = 600/1$, класс 5P, номинальная мощность нагрузки 30 ВА, активное сопротивление вторичной обмотки $R = 6$ Ом; к ТТ подключена медным кабелем сечением 2,5 мм² и длиной 80 м защита 7SA6 с входным сопротивлением 0,1 Ом.

Методика предусматривает при отключении без АПВ увеличение расчетной кратности тока КЗ в начале линии умножением последней на коэффициент α , значение которого для упомянутых выше защит равно 2 при $T_1 \leq 100$ мс, при близких КЗ с АПВ учитывается намагничивание ТТ в течение полного времени первого отключения, при этом используется коэффициент K'_{TF} , вычисляемый по (8), а намагничивание при повторном включении на КЗ учитывается добавлением к K'_{TF} значения коэффициента α .



Добродеев Ким Михайлович

Дата рождения: 2.10.1936 г. В 1959 году окончил Ивановский энергетический институт им. В. И. Ленина по специальности «Электрические станции, сети и системы»; в 1972 году защитил кандидатскую диссертацию на тему «Параметры и характеристики трансформаторов тока в установившихся режимах» в Новочеркасском политехническом институте, кандидат технических наук, главный специалист отдела релейной защиты, автоматики и управления филиала ОАО «Инженерный центр энергетики Поволжья» – «Нижегородскэнергосетьпроект».



Добродеев Максим Кимович

Дата рождения: 10.05.1960 г. Окончил в 1983 году физико-технический факультет Горьковского политехнического института им. А. А. Жданова по специальности «Физико-технические установки». Работал в ОКБМ им. И. И. Африкантова. С 2003 года работает в филиале ОАО «Инженерный центр энергетики Поволжья» – «Нижегородскэнергосетьпроект», инженер I категории.

В цикле с АПВ при КЗ в конце линии намагничивание при первом и втором КЗ учитывается суммированием двух значений коэффициента K'_{TF} , из которых первое значение вычисляется для полного времени отключения КЗ, а второе – для времени измерения.

В рассматриваемом примере расчетным оказалось условие отключения КЗ в начале линии с АПВ. Без учета остаточной намагничиваемости получено значение $ALF = 82$ и сделан вывод, что необходим ТТ с параметрами $n_T = 1200/1$, $S_{н. ном} = 60$ ВА, $ALF > 50$; при этом такой ТТ становится неприемлем по размерам, и рекомендуется использовать линеаризованный ТТ типа TPZ (МЭК 60044-6).

Очевидно, что выбор ТТ по условиям переходного процесса, выполненный по методике [21] даже без учета остаточной индукции, практически всегда приведет либо к существенному завышению мощности ТТ, либо к применению линеаризованных ТТ. Можно утверждать, что рассмотренные требования к ТТ являются завышенными.

Представляет интерес сравнение требований к ТТ из [21] с требованиями к ТТ, предъявляемыми дистанционными защитами в терминалах RED 670 и REL 670 фирмы ABB. В руководствах по применению этих терминалов рассматриваются короткие замыкания без последующего АПВ и выполняется расчет номинальной вторичной ЭДС E_{al} , приложенной к активному сопротивлению ветви вторичного тока. При КЗ в начале линии кратность тока КЗ умножается на коэффициент α , причем $\alpha = 2$ при $T_1 > 50$ мс и $\alpha = 3$ при $T_1 \leq 50$ мс. При КЗ в конце первой зоны защиты кратность тока КЗ умножается на коэффициент $K = 4$ при $T_1 < 30$ мс и $K = 6$ при $T_1 > 30$ мс. Применительно к ТТ, у которых нормируется предельная кратность $K_{10 ном}$ и номинальная мощность нагрузки, ЭДС E_{al} вычисляется по выражению $E_{al} = K_{10 ном} \cdot I_{2 ном} \cdot R_{2 ном}$. Расчеты ТТ, выполненные по требованиям фирмы ABB применительно к рассмотренному выше примеру из [21], дают значение $E_{al} \approx 520$ В, которое обеспечивает ТТ 10P20 с $S_{н. ном} = 25$ ВА, при этом $S_{насп. пр} = 500$ ВА, что в 6 раз меньше, чем результат расчета в [21].

Что касается отечественных МП защит, дифференциальных и дистанционных, выбор ТТ по условиям переходного процесса представляется весьма затруднительным не только потому, что отсутствуют данные о минимально необходимом времени измерения защит, но и отсутствует утвержденная методика расчета параметров ТТ по значению времени ДТТ. В этой методике должны получить отражение, в частности, вопросы о расчетном значении остаточной индукции, об учете АПВ и размагничивании ТТ

в бестоковую паузу АПВ; кроме того, должны быть сформулированы основные рекомендации по соответствующим испытаниям защит для фирм-изготовителей. В этой ситуации проектные организации вынуждены применять рекомендации фирм-изготовителей МП защит, которые придерживаются отличающихся друг от друга методик.

В дополнение к приведенным выше рекомендациям по выбору ТТ для МП защит фирм Siemens и ABB рассмотрим технические характеристики шкафов защиты шин 110-750 кВ, выпускаемые НПП «ЭКРА». В инструкции по применению шкафов типа ШЭ2710 561 и 562 даны следующие характеристики. «ДЗШ не срабатывает при внешних КЗ с периодической составляющей тока до $40 I_{ном}$ при максимальной апериодической составляющей с постоянной времени до 0,3 с, если токовая погрешность высоковольтных трансформаторов тока не превышает 30% в установившемся режиме при активной нагрузке ТТ при указанном токе. ДЗШ действует с гарантированным временем при внутренних КЗ с периодической составляющей тока до $40 I_{ном}$ при максимальной апериодической составляющей с постоянной времени до 0,3 с, если токовая погрешность высоковольтных трансформаторов тока не превышает 50% в установившемся режиме при активной нагрузке ТТ при указанном токе».

В примерах выбора ТТ, приведенных в [15], значения переходного коэффициента $K'_{TF} < 1$ используются как понижающие в расчете значения произведения $K_{10 ном} \cdot R_{2 ном}$ определяющего мощность и размеры ТТ. Это предполагает, что в установившемся режиме КЗ трансформатор тока может иметь полную и токовую погрешности, значительно превышающие 10%. В принципе, представляется возможным использование данной методики для выбора ТТ, питающих, в частности, шкафы ДЗШ производства НПП «ЭКРА». В этом случае для режима внешнего КЗ находим по универсальным характеристикам ТТ

$$\text{с ПХН при } \cos \varphi_2 = 1: A_Z = \frac{B_s}{B_m} = 0,485 \text{ при } f_i = 30\%,$$

$$B_m = \frac{B_s}{0,485} = \frac{1,8}{0,485} = 3,71 \text{ Тл; поскольку остаточная}$$

индукция не учитывается, $\Delta B = 1,8$ Тл и при этом

$$K_{II} = \frac{\Delta B}{B_m} = \frac{1,8}{3,71} = 0,485; \text{ по графику } K_{II}(t_s^1) \text{ находим}$$

$$t_s^1 \geq 4,8 \text{ мс.}$$

Аналогичным образом при внутреннем КЗ находим: $A_Z = 0,295$; $B_m = 6,1$ Тл; $K_{II} = 0,295$ при $\Delta B = 1,8$ Тл; $t_s^1 \geq 4,1$ мс.



Рыбин Дмитрий Владимирович

Дата рождения: 19.08.1981 г. В 2004 году окончил Нижегородский государственный технический университет им. Р. Е. Алексеева по специальности «Электроэнергетические сети и системы»; главный специалист отдела релейной защиты, автоматики и управления филиала ОАО «Инженерный центр энергетики Поволжья» – «Нижегородскэнергосеть-проект».

В отечественной практике принято выполнять расчеты ТТ таким образом, чтобы в установившемся режиме КЗ погрешность ε не превышала, как правило, 10%. С учетом этого условия $B_m = 1,8$ Тл; при отсутствии остаточной индукции $\Delta B = 1,8$ Тл, при этом $K_{\text{н}} = 1$ и $t_{\text{с}}^1 = 6,2$ мс; при наличии остаточной индукции $B_r = 0,8 B_S$ имеем $\Delta B = 0,36$ Тл, при этом $K_{\text{н}} = 0,2$ и $t_{\text{с}}^1 = 3,5$ мс. Представляется, что данные расчеты, как и вся методика в целом, нуждаются в экспериментальной проверке применительно к рассмотренному шкафу ДЗШ.

В статье не рассмотрены требования к ТТ других фирм-производителей МП защит, поскольку методические основы этих требований недостаточны пояснены. Также не рассмотрены вопросы функционирования комплексов защит присоединений при насыщении ТТ в различных режимных циклах, поскольку эти вопросы представляют самостоятельный интерес.

Выводы

1. Необходимо разработать современную версию указаний по расчету ТТ, включающую также обзор и сравнение существующих методов от фирм-производителей МП защит, характеристики и технические данные по ТТ по ГОСТ 7746-2001.

2. Необходимо директивное подтверждение предельного значения индукции 1,8 Тл, для расчета и стендовой проверки номинальной предельной кратности вторичных обмоток защитных ТТ.

3. Представляется более предпочтительной методика расчета ТТ в переходном процессе, основанная на понятии об интервале достаточно точной трансформации и позволяющая оценивать пригодность МП защит по временам срабатывания измерительных органов.

4. Стандартные ТТ с паспортной предельной мощностью 600 ВА и номинальным вторичным током 1 А обеспечивают в сетях 110–500 кВ правильное функционирование токовых дифференциальных защит линий, трансформаторов и шин в переходных процессах КЗ при сечении жил контрольных кабелей 2,5 мм² и времени срабатывания измерительных органов до 5–6 мс. В зависимости от времени срабатывания ИО дистанционных защит при КЗ в начале линии и в конце I зоны дистанционной защиты может потребоваться увеличение паспортной предельной мощности ТТ до 1000 ВА или увеличение сечения жил контрольного кабеля.

5. При сохранении ступени селективности защит на уровне 0,4–0,5 с расчеты стандартных ТТ в переходных процессах КЗ не являются в

большинстве случаев необходимыми, поскольку нагрузка на ТТ значительно снижена вследствие малого потребления МП защит.

Литература:

1. Баглейбтер О.И. Трансформатор тока в сетях релейной защиты. Противодействие насыщению ТТ апериодической составляющей тока КЗ. – Новости электротехники, 2008, №5 (53).
2. Кужиков С.Л., Нудельман Г. С. Трансформатор тока в сетях релейной защиты. Задача противодействия насыщению ТТ значительно шире. Новости электротехники, 2009, №1(55).
3. Кужиков С.Л., Нудельман Г. С. О способах уменьшения влияния погрешностей трансформаторов тока в переходных режимах на работу релейной защиты электроэнергетических систем. Сборник докладов Международной научно-технической конференции – Современные направления развития систем релейной защиты и автоматики энергосистем (Москва, 7-10 сентября 2009).
4. Кужиков С.Л. О методах расчета переходных и установившихся процессов в трансформаторах тока. – Электричество, 1975, №7.
5. Королев Е.П., Либберзон Э. М. Расчеты допустимых нагрузок в токовых цепях релейной защиты. М.: Энергия, 1980. 208 с.
6. Инструкция по проверке трансформаторов тока, используемых в схемах релейной защиты. Союзглавэнерго. М-Л. Госэнергоиздат, 1960.
7. Инструкция по проверке трансформаторов тока, используемых в схемах релейной защиты. Издание второе. Главлитуправление по эксплуатации энергосистем. М.: Энергия, 1977.
8. Никитинский В.З. Новый способ снятия вольт-амперных характеристик трансформаторов тока. – Электрические станции, 1964, №10.
9. Инструкция по проверке трансформаторов тока, используемых в схемах релейной защиты. РД 153-34.0-35.301.-2002.
10. Дроздов А.Д., Подгорный Э.В. О требованиях к трансформаторам тока для релейной защиты с учетом переходных процессов. – Электрические станции, 1971, №12.
11. ГОСТ 7746-2001. Трансформаторы тока. Общие технические условия.
12. МЭК-60044-6: Измерительные трансформаторы тока – Часть 6: Требования к защитным трансформаторам тока в части переходных параметров; Первая редакция 1992-03.
13. Афанасьев В.В., Адоньев Н.М., Кибель В.М. и др. Трансформаторы тока. 2-ое изд. перераб. и доп. – Л.: Энергоатомиздат, 1989.
14. Баев А.В. Остаточная индукция в трансформаторах тока релейной защиты. – Электричество. 1971, №7.
15. Г.Циглер. Цифровая дифференциальная защита: принципы и область применения – Перевод с английского под редакцией Дьякова А.Ф. – М.: Знак. 2008.
16. Дроздов А.Д. Электрические цепи с ферромагнитными сердечниками в релейной защите. М – Л. Энергия, 1965.
17. Кужиков С.Л., Иванков Ю.И., Колесникова Л.Д. и др. Универсальные характеристики трансформаторов тока в переходном режиме короткого замыкания. – Электричество. 1975, №2.
18. Добродеев К. М., Горева Е. А., Курицын В. П. Метод расчета трансформатора тока с кусочно-линейной характеристикой намагничивания. – Энергетика. ИВУЗ, 1980, №6.
19. Справочник по проектированию электроэнергетических систем / Под редакцией С.С. Рокотяна и И.М. Шапиро - 3-е изд., перераб. и доп. – Энергоатомиздат, 1985. – 350 с.
20. Е.Иип, М.Москосо, Г.Ллойд, К.Лиу, З.Ван, Alstom Grid. Великобритания. Усовершенствование дифференциальной защиты трансформатора – опыт разработки и тестирования. Сборник докладов международной научно-технической конференции – Современные направления развития систем релейной защиты и автоматики (Санкт-Петербург, 30.05 - 03.06.2011).
21. Г.Циглер. Цифровая дистанционная защита: принцип и область применения – Перевод с английского под редакцией Дьякова А.Ф. – М.: Энергоиздат. 2005. 322 с. [21]