ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

УДК 621.316.925

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ АНАЛИТИЧЕСКИХ МЕТОДОВ ИССЛЕДОВАНИЯ ВНУТРЕННИХ ЗАМЫКАНИЙ В ДВУХОБМОТОЧНЫХ ТРАНСФОРМАТОРАХ ДЛЯ ЦЕЛЕЙ РЕЛЕЙНОЙ ЗАЩИТЫ

П.А. КОЛОБАНОВ[1], А.Л. КУЛИКОВ[2]
[1] ООО «ЭТС-Проект», г. Нижний Новгород, Российская Федерация
[2]ФГБОУВО «Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева»
г. Нижний Новгород, Российская Федерация
E-mail: agemont@mail.ru

Авторское резюме

Состояние вопроса. Во многих современных отечественных и зарубежных работах анализ внутренних коротких замыканий в трансформаторе предлагается реализовать на имитационных моделях, используя громоздкие выражения в матричной форме, требующие точных конструктивных параметров трансформатора, отсутствующих в широком доступе. Актуальной задачей является получение обобщенных упрощенных формульных выражений для аналитических моделей трансформаторов, основывающихся лишь на их паспортных данных.
Материалы и методы. Формирование упрощенных выражений осуществлено на модели трехфазного трансформатора в виде магнитосвязанных катушек с использованием приближенной замены пары магнитосвязанных катушек Г-образной схемой замещения для двухобмоточных трансформаторов «звезда-треугольник» и «звезда-звезда».
Результаты. Сформированы упрощенные аналитические выражения, справедливые для двухобмоточных трансформаторов «звезда-треугольник» и «звезда-звезда», для целей релейной защиты. Произведен анализ закономерностей изменения электрических величин.
Выводы. Полученные обобщенные аналитические выражения позволяют исследовать функционирование алгоритмов релейной защиты (в частности, оценить их чувствительность и селективность) при внутренних КЗ в трансформаторах используя их паспортные данные. Аналогичная методика формирования расчетных соотношений может быть использована для трансформаторов других типов.

Ключевые слова: релейная защита, трансформаторы, внутренние замыкания, моделирование, токи короткого замыкания

IMPROVED ANALYTICAL METHODS OF RESEARCH INTO INTERNAL FAULTS IN TWO-WINDING POWER TRANSFORMERS FOR RELAY PROTECTION PURPOSES

P.A. KOLOBANOV[1], A.L. KULIKOV[2]
[1] ETS-Project Ltd, Nizhny Novgorod, Russian Federation
[2] Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev, Nizhny Novgorod, Russian Federation
E-mail: agemont@mail.ru

Abstract

Background. Many of the modern Russian and foreign studies analyze internal faults in power transformers using simulation models with complicated matrix expressions requiring exact design data of transformers (that is often unavailable). A problem that should be addressed, therefore, is obtaining generalized simplified models of transformer analytical based on their rated values.

Materials and methods. The simplified expressions have been formed based on the model of a three-phase transformer represented as a set of mutually coupled coils using an L-shaped equivalent circuit for two-winding transformers with «wye-wye» and «wye-delta» connections to replace the mutually coupled coils.
Results. Simplified analytical formulas for two-winding «wye-wye» and «wye-delta» transformers for relay protection purposes have been formed. The regularities of changes in electrical values have been analyzed.
Conclusions. The obtained generalized analytical formulas can be used to estimate relay protection algorithm behavior (in particular, their sensivity and selectivity) in case of internal faults in power transformers using their rated values. The same procedure can be applied to other transformer types.

Key words: relay protection, transformers, internal faults, modelling, short-circuit currents

DOI: 10.17588/2072-2672.2019.1.018-030

Введение. В электрических сетях широкое распространение получили алгоритмы релейной защиты, реагирующие на токи и напряжения промышленной частоты. Поэтому актуальными являются моделирование и анализ их поведения при внутренних коротких замыканиях (КЗ) в силовых трансформаторах. Для проведения исследований целесообразно иметь аналитические модели поврежденных трансформаторов, позволяющие реализовать расчет токов и напряжений в условиях аварийного режима. Особенности формирования указанных моделей были рассмотрены в отечественных и зарубежных работах [1–6, 8–9]. Их анализ показал следующее:

- точный расчет параметров обмоток требует знания конструктивных особенностей трансформатора (геометрические размеры обмоток, количество слоев, диаметр провода, толщина изоляции и др.), которые отсутствуют в широком доступе. Для исследования алгоритмов релейной защиты целесообразно формирование аналитической модели, основывающейся только на паспортных данных трансформатора;
- расчет токов и напряжений, как правило, выполняется путем прямого решения системы уравнений трансформатора и прилегающей электрической сети. Такое решение является крайне громоздким, поэтому актуально формирование упрощенных математических соотношений для выявления закономерностей токов и напряжений при внутренних коротких замыканиях в трансформаторе.

Ниже рассмотрим принципы формирования аналитических моделей двухобмоточных силовых трансформаторов «звезда-треугольник» и «звезда-звезда». Аналогичная методика формирования расчетных соотношений может быть использована и для трансформаторов других типов.

Методы исследования. ***Построение модели неповрежденного трансформатора.*** В технической литературе (например, [7, 9]) приводятся различные методы моделирования трансформаторов, различающиеся количеством допущений и степенью точности.

Примем допущение линейности характеристики намагничивания, а сама модель трансформатора представляет собой набор катушек с взаимной индукцией.

Обмотки трансформатора помещаются на стержень сердечника одна поверх другой, каждая представляет собой провод, намотанный в несколько слоев. На рис. 1 изображена принципиальная конструкция двухобмоточного трансформатора, на рис. 2 приведена его схема замещения. Параметры трансформатора (табл. 1) используются при формировании расчетных соотношений (табл. 2, выражения (1)–(3)).

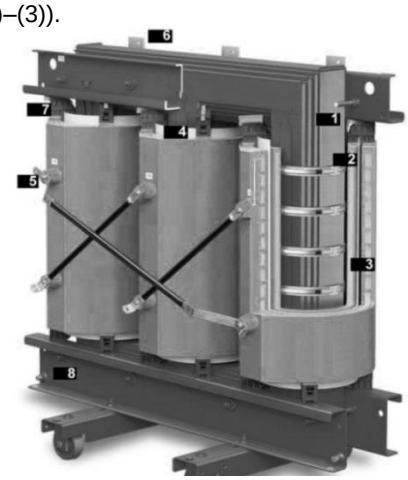


Рис. 1. Принципиальная конструкция трансформатора (на примере трансформатора *Geafol* производства *Siemens*): 1 – сердечник; 2 – обмотка НН; 3 – обмотка ВН; 4 – изоляционный цилиндр; 5 – выводы ВН; 6 – выводы НН; 7 – эластичные прокладки; 8 – пресс-рамы и несущий каркас на колесах

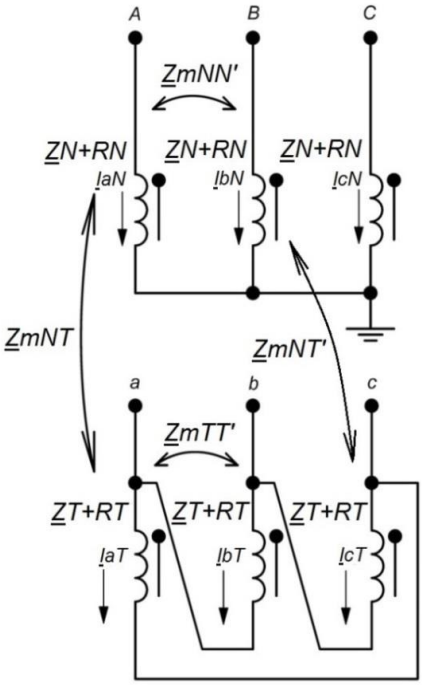


Рис. 2. Схема замещения двухобмоточного трансформатора

Таблица 1. Параметры двухобмоточного трансформатора ТДЦ-125000/220

Обозначение параметра	Значение	Описание
$S_{НОМ}$	$125 \cdot 10^6$ ВА	Номинальная мощность
$U_{ном.N}$	$242 \cdot 10^3$ В	Номинальное напряжение обмотки ВН
$U_{ном.T}$	$10{,}5 \cdot 10^3$ В	Номинальное напряжение обмотки НН
ΔP_X	$79 \cdot 10^3$ Вт	Потери холостого хода
ΔP_K	$380 \cdot 10^3$ Вт	Потери короткого замыкания
u_K	11 %	Напряжение короткого замыкания
I_X	0,55 %	Ток холостого хода
$k0$	0,9	Отношение сквозных индуктивных сопротивлений прямой и нулевой последовательности $X0/X1$

Таблица 2. Расчетные соотношения параметров двухобмоточного трансформатора ТДЦ-125000/220

Параметр	Описание
Вспомогательные параметры:	
$K_{NT} = U_{ном.N} / \left[\sqrt{3} \cdot U_{ном.T} \right] = 13{,}306549$	Отношение числа витков обмоток ВН и НН с учетом перехода «звезда-треугольник»
$R_K = \Delta P_K \dfrac{U^2_{ном.N}}{S^2_{ном}} = 1{,}424276$ Ом	Сквозное активное сопротивление прямой последовательности из опыта короткого замыкания
$Z_K = \dfrac{u_K}{100} \dfrac{U^2_{ном.N}}{S_{ном}} = 51{,}536$ Ом	Модуль сквозного полного сопротивления из опыта короткого замыкания
$\underline{Z}_{K.инд} = j \cdot \sqrt{Z_K{}^2 - R_K{}^2} = j \cdot 51{,}517$ Ом	Комплексное *чисто индуктивное* сквозное сопротивление прямой последовательности
$\underline{Z}0_{X.инд} = k0 \cdot \underline{Z}_{K.инд} = j \cdot 46{,}365$ Ом	Комплексное *чисто индуктивное* сквозное сопротивление нулевой последовательности
$Z_X = \dfrac{100 \cdot U^2_{ном.N}}{I_X S_{ном}} = 85184$ Ом	Модуль сопротивления холостого хода прямой последовательности
$R_{X.инд} = \Delta P_X \left(\dfrac{100}{I_X} \right)^2 \dfrac{U^2_{ном.N}}{S^2_{ном}} - \dfrac{R_K}{2} = 9787{,}703862$ Ом	Активное сопротивление холостого хода прямой последовательности (без учета активных сопротивлений обмоток)
$X_{X.инд} = \sqrt{Z^2_X - R^2_{X.инд}} = 84619{,}824563$ Ом	Реактивное сопротивление холостого хода прямой последовательности, приведенное к стороне ВН
$\underline{Z}_{X.инд} = R_{X.инд} + j\, X_{X.инд} =$ $= 9787{,}703862 + j \cdot 84619{,}824563$ Ом	Полное сопротивление холостого хода прямой последовательности, приведенное к стороне ВН (без учета активных сопротивлений обмоток)
$\underline{Z}d = \pm \sqrt{(\underline{Z}_{X.инд} - \underline{Z}_{K.инд})\, \underline{Z}_{X.инд}} =$ $= 9787{,}7043095 + j \cdot 84594{,}06237577$ Ом	Вспомогательный параметр (принимается знак, при котором $\mathrm{Im}(\underline{Z}mNT) > 0$)
Основные параметры:	
$\underline{Z}N = \dfrac{5 \cdot \underline{Z}^2_{X.инд} - 6 \cdot \underline{Z}_{X.инд} \underline{Z}d - 2 \cdot \underline{Z}0_{K.инд} \underline{Z}_{X.инд} + \underline{Z}d^2}{6 \cdot \underline{Z}_{X.инд} - 6 \cdot \underline{Z}d - 3 \cdot \underline{Z}0_{K.инд}} =$ $= 6525{,}14186 + j \cdot 56456{,}095385$ Ом	Собственное сопротивление обмотки ВН
$\underline{Z}T = \underline{Z}N / K^2_{NT} = 36{,}851832 + j \cdot 318{,}845256$ Ом	Собственное сопротивление обмотки НН
$\underline{Z}mNT = (\underline{Z}N - \underline{Z}1_X + \underline{Z}d) / K_{NT} =$ $= 490{,}437074 + j \cdot 4240{,}793983$ Ом	Взаимное сопротивление между обмотками ВН и НН на одном стержне
$\underline{Z}mNN' = \underline{Z}N - \underline{Z}_X = -3262{,}562002 - j \cdot 28163{,}729178$ Ом	Взаимное сопротивление между обмотками ВН на разных стержнях
$\underline{Z}mNT' = \underline{Z}N / K_{NT} = -245{,}2184682 - j \cdot 2116{,}53142$ Ом	Взаимное сопротивление между обмотками ВН и НН на разных стержнях
$\underline{Z}mTT' = \underline{Z}mNN' / K^2_{NT} = -18{,}425865 - j \cdot 159{,}059378$ Ом	Взаимное сопротивление между обмотками НН на разных стержнях
$RN = R_K / 2 = 0{,}712138$ Ом	Активное сопротивление обмотки ВН, обусловленное сопротивлением провода
$RT = RN / K^2_{NT} = 0{,}00402192$ Ом	Активное сопротивление обмотки НН, обусловленное сопротивлением провода

В целях удобства анализа внутренних КЗ выделим активные сопротивления обмоток. Отметим, что пластины ферромагнитного сердечника можно представить как набор большого количества дополнительных вторичных обмоток, в которых наводятся вихревые токи (токи Фуко). При формировании модели (рис. 2) все вихревые токи учитываются косвенно в параметрах катушек. Поэтому все *собственные сопротивления и сопротивления взаимоиндукции имеют активную составляющую*, даже в случае принятия равным нулю сопротивления провода, которым навита обмотка.

Аналитические выражения для расчета сопротивлений трансформатора через опыты холостого хода и короткого замыкания имеют следующий вид:

$$\underline{Z}_X = \underline{Z}N + RN - \underline{Z}mNN' = \\ = 9788{,}416 + j \cdot 84619{,}824563 \text{ Ом}; \quad (1)$$

$$\underline{Z}_K = \frac{(\underline{Z}T + RT - \underline{Z}mTT')(\underline{Z}N + RN - \underline{Z}mNN')}{\underline{Z}T + RT - \underline{Z}mTT'} - \\ - \frac{(\underline{Z}mNT - \underline{Z}mNT')^2}{\underline{Z}T + RT - \underline{Z}mTT'} = 1{,}424 + j \cdot 51{,}517 \text{ Ом}; \quad (2)$$

$$\underline{Z}0_X = \frac{(\underline{Z}T + RT + 2 \cdot \underline{Z}mTT')(\underline{Z}N + RN + 2 \cdot \underline{Z}mNN')}{\underline{Z}T + RT + 2 \cdot \underline{Z}mTT'} - \\ - \frac{(\underline{Z}mNT + 2 \cdot \underline{Z}mNT')^2}{\underline{Z}T + RT + 2 \cdot \underline{Z}mTT'} = 1{,}168 + j \cdot 46{,}367 \text{ Ом}. \quad (3)$$

Пояснения к расчету параметров трансформатора [7]. Трансформатор представляет собой систему из шести индуктивно связанных катушек (рис. 2). Таким образом, для оценки его параметров (табл. 2) необходимо измерить 6 собственных и 15 взаимных сопротивлений, произведя в совокупности 21 расчетный эксперимент в соответствии со схемой рис. 2.

Учитывая симметрию трансформатора, а также связь параметров вторичной и первичной обмоток через отношение числа витков K_{NT}, схема содержит три неизвестные переменные:

- собственное сопротивление обмотки ВН $\underline{Z}N + RN$;
- взаимное сопротивление $\underline{Z}mNT$ между обмотками на одном стержне;
- взаимное сопротивление $\underline{Z}mNN'$ между обмотками одного класса напряжения на разных стержнях.

Остальные переменные ($ZmNT'$, ZT, RT, $ZmTT'$) могу быть получены из трех вышеуказанных через отношение чисел витков K_{NT} обмоток ВН и НН.

Очевидно, что для получения трех неизвестных переменных в соответствии со схемой рис. 2 следует произвести три опыта.

Согласно нормативным документам[1], двухобмоточный трансформатор «звезда-треугольник» подвергается трем испытаниям:

- опыту холостого хода (подается номинальное трехфазное напряжение на клеммы *A*, *B*, *C*). По его данным можно получить сопротивление $\underline{Z}_X$;
- опыту трехфазного короткого замыкания (подается трехфазное напряжение на клеммы *A*, *B*, *C,* соединяются накоротко клеммы *a*, *b*, *c*). По его данным можно получить сопротивление $\underline{Z}_K$;
- опыту холостого хода нулевой последовательности (клеммы *A*, *B*, *C* объединяются, на них подается питание от одного источника). По его данным можно получить сопротивление $\underline{Z}0_X$.

Опыты холостого хода для нулевой последовательности реализуются заводом-изготовителем только по специальному запросу, и в паспортных данных их результаты, как правило, не приводятся.

В руководящих указаниях[2] отмечено, что отношение индуктивных сопротивлений прямой и нулевой последовательности двухобмоточных трансформаторов «звезда-треугольник» имеет значение $X0/X1 \approx 0{,}9$, а сама величина сопротивления определяется потоком рассеяния, замыкающегося через бак.

Отметим, что сопротивления *RN* и *RT*, обусловленные активным сопротивлением обмоток, зависят от числа витков в обмотке линейно, в то время как остальные параметры схемы замещения (рис. 2) изменяются в зависимости от числа витков квадратично, поскольку обусловлены индуктивностью и потерями в стали. Это ведет к тому, что расчетные формулы становятся нелинейными, а число неизвестных будет больше трех.

Чтобы избежать данной проблемы, примем, что сопротивления *RN* и *RT*, обусловленные активным сопротивлением обмоток ВН и НН, могут быть получены с достаточной точностью из опыта короткого замыкания по классическим формулам из ранее приведенных руководящих указаний. Тогда результаты опытов можно пересчитать таким образом, чтобы они соответствовали «индуктивному» трансформа-

[1] ГОСТ 3484.1-88. Трансформаторы силовые. Методы электромагнитных испытаний. – М.: Государственный комитет СССР по стандартам, 1988.

[2] Руководящие указания по релейной защите. Вып. 11. Расчеты токов короткого замыкания для релейной защиты и системной автоматики в сетях 110–750 кВ. – М.: Энергия, 1979.

тору с нулевым активным сопротивлением обмоток.

Результатами пересчета являются значения $\underline{Z}0_{\text{Х.инд}}$, $\underline{Z}1_{K.\text{инд}}$, $Z1_{\text{Х.инд}}$, которые зависят от числа витков квадратично. Зная эти величины, можно определить все параметры схемы замещения (рис. 2) путем решения аналитических уравнений по законам Кирхгофа (выражения (1)–(3)).

Отметим, что значения в табл. 2 различаются на много порядков, что делает очень большой ошибку от неправильного округления. *Для большинства формул табл. 2 и при подстановке параметров трансформатора в (1)–(3) требуемый уровень точности – 6 знаков после запятой***.**

Моделирование внутренних КЗ. При исследовании алгоритмов релейной защиты силовых трансформаторов наибольший интерес представляют:

- витковые КЗ (замыкаются несколько витков между собой);
- КЗ на землю;
- КЗ между обмотками разных классов напряжения.

Другие, более сложные виды КЗ крайне редки, поскольку их возникновение связано с сильнейшими нестандартными физическими и механическими воздействиями на обмотки трансформатора. Поэтому релейную защиту от межфазных замыканий допустимо реализовать без анализа сложных внутренних повреждений в трансформаторах.

Отметим, что заземление одной точки схемы не меняет токораспределения. Именно поэтому рассматривать однофазные замыкания в обмотке, соединенной в «треугольник», с точки зрения дистанционной защиты смысла не имеет, так как емкостные токи крайне малы. По этой же причине не имеет смысла рассматривать КЗ между обмотками «звезды» и «треугольника».

При внутреннем замыкании в трансформаторе обмотка разделяется на несколько частей в зависимости от вида повреждения.

Основным параметром, характеризующим две магнитосвязанные катушки 1 и 2, является коэффициент связи α. Сопротивление взаимоиндукции для них определится как

$$\underline{Z}m12 = \alpha\sqrt{\underline{Z}1\cdot\underline{Z}2}. \qquad (4)$$

При расщеплении обмотки (рис. 3) на две части для моделирования внутренних КЗ величина коэффициента α характеризуется в целом непостоянным значением, зависящим от места КЗ. На его величину оказывает влияние расположение места повреждения относительно краев обмотки (возле ярма или на середине стержня), номер слоя, на котором произошло КЗ, и др. [1].

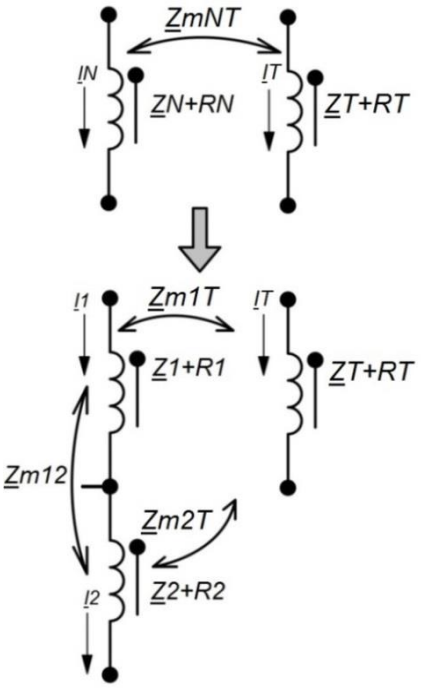


Рис. 3. Пояснение к расчету параметров расщепленной обмотки

Однако формирование точной зависимости $\alpha(L)$ на практике затруднено или вовсе невозможно, поскольку требуется подробная конструкторская документация на трансформатор с геометрическими размерами обмоток. Такая документация в эксплуатирующих организациях, как правило, отсутствует.

На рис. 4 приведены зависимости коэффициента рассеяния $\sigma(L) = 1 - \alpha(L)$, полученные в результате точного расчета [1].

Отметим, что значение коэффициента рассеяния приведено в процентах, т. е. реальное значение $\sigma(L)$ в сто раз меньше приведенного на рис. 4, и диапазон изменения коэффициента связи в целом небольшой:

$\alpha_{max} \approx 1 - 0{,}015/100 = 0{,}99985$;

$\alpha_{min} \approx 1 - 0{,}6/100 = 0{,}994$.

Величину коэффициента α при моделировании целесообразно принять для пары полных обмоток, а непостоянство α оценить его варьированием в аналитических выражениях.

Отметим, что основной причиной колебания коэффициента рассеяния для отдельных частей поврежденной обмотки является их многослойная конструкция, в частности неоднородность параметров обмотки вблизи ее краев. Ориентировочно можно полагать, что если вычислять коэффициент связи α по усредненным для всей обмотки данным, то его значение будет близким к максимально возможному. Таким образом, в расчетах целесообразно оценивать изменение и округлять α в сторону уменьшения.

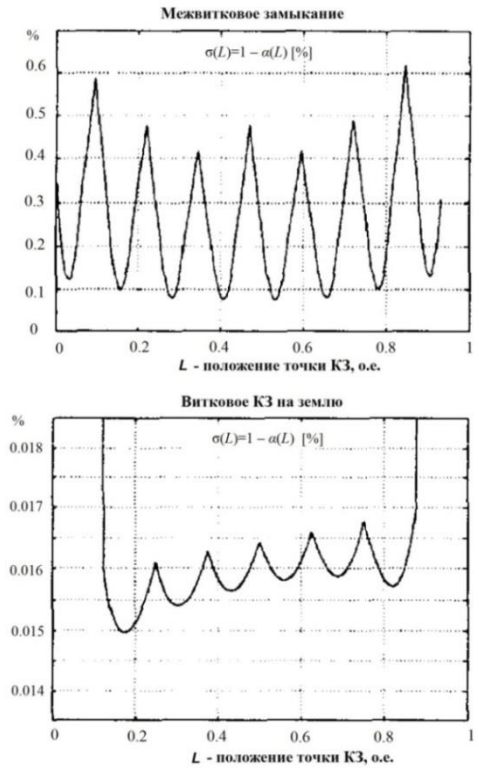


Рис. 4. Зависимость коэффициента рассеяния $\sigma(L) = 1 - \alpha(L)$ от места КЗ по [1]

Коэффициент связи α между частями поврежденной обмотки может быть вычислен как

$$\alpha = \frac{\underline{Z}m12}{\sqrt{\underline{Z}1 \cdot \underline{Z}2}} \approx \frac{\underline{Z}mNT}{\sqrt{\underline{Z}N \cdot \underline{Z}T}}. \quad (5)$$

Тогда, основываясь на выражениях из [1] (рис. 3), получим соотношения собственных и взаимных сопротивлений с учетом промежуточного коэффициента $Q(L)$:

$$Q(L) = 2 \cdot L^2(1-\alpha) - 2 \cdot L(1-\alpha) + 1; \quad (6)$$

$$\underline{Z}2(L) = L^2 \cdot \underline{Z}N / Q(L); \quad (7)$$

$$\underline{Z}1(L) = (1-L)^2 \cdot \underline{Z}N / Q(L); \quad (8)$$

$$\underline{Z}m12(L) = L(1-L) \cdot \underline{Z}N \cdot \alpha / Q(L). \quad (9)$$

С учетом того, что коэффициент связи между частями расщепленной обмотки и любой другой K-й обмоткой принимается такой же, как и между двумя целыми обмотками, то справедливы следующие выражения:

$$\underline{Z}m1K = (1-L) \cdot \underline{Z}mNK; \quad (10)$$

$$\underline{Z}m2K = L \cdot \underline{Z}mNK. \quad (11)$$

Активные сопротивления проводников частей поврежденной обмотки определяются равенствами

$$R1 = (1-L)RN; \quad (12)$$

$$R2 = L \cdot RN. \quad (13)$$

Собственные сопротивления и коэффициенты магнитной связи обмоток трансформатора имеют очень большую величину (см. табл. 1), поэтому прямой расчет трансформатора как цепи с взаимоиндукцией неудобен.

Упрощение анализа магнитных связей. Введем упрощения при анализе магнитных связей, используя последовательное эквивалентирование однофазного трансформатора (рис. 5,а).

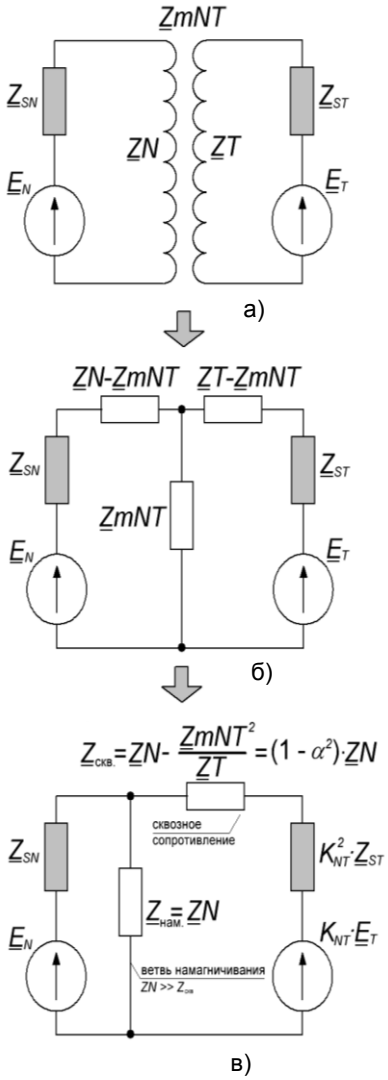


Рис. 5. Пояснения к упрощенному анализу магнитных связей: а – магнитосвязанные обмотки; б – развязывание магнитных связей; в – упрощение с заменой, справедливое при $ZmNT >> Z_{нагр}$

Известно, что магнитные связи трансформатора можно разделить, заменив его T-образной схемой (рис. 5,б).

Еще большее упрощение позволяет реализовать переход от T-образной схемы к $Г$-образной (рис. 5,в). Он основан на справедливости утверждения, что при приведении вторичной обмотки к первичной сопротивление вертикальной ветви T-образной схемы крайне велико по сравнению с сопротивлением любой нагрузки. Тогда трансформатор может быть

приблизительно заменен сквозным сопротивлением

$$\underline{Z}_K \approx (1-\alpha^2)\underline{Z}1, \qquad (14)$$

с которым $\underline{Z}_{нагр}$ соединено последовательно.

Такое допущение обладает погрешностью в режиме, близком к холостому ходу, поэтому в модель трансформатора вводят ветвь намагничивания, равную его сопротивлению в режиме холостого хода ($\underline{Z}_{нам} = \underline{Z}1$).

Такой подход целесообразно применить при расчете внутренних КЗ в однофазном трансформаторе. Ветвью намагничивания при этом допустимо пренебречь, так как ее влияние сказывается только при совсем малых токах КЗ.

Для учета влияния места повреждения на сопротивления обмоток воспользуемся схемой рис. 6, иллюстрирующей процесс приведения схемы однофазного трансформатора к упрощенному виду при КЗ на стороне высокого и низкого напряжений. При этом значения сопротивлений эквивалентной схемы могут быть рассчитаны по приближенным соотношениям:

$$\underline{Z}11(L) = (1-L)^2(1-\alpha^2)\frac{\underline{Z}N}{2} - L(1-L)(1-\alpha)\times \qquad (15)$$
$$\times\alpha^2\underline{Z}N \approx 0{,}5\cdot(1-L)(1-2\cdot L)\underline{Z}_K;$$

$$\underline{Z}22(L) = (1-L)^2(1-\alpha^2)\frac{\underline{Z}N}{2} + L(1-L)(1-\alpha)\times \qquad (16)$$
$$\times\alpha^2\underline{Z}N \approx 0{,}5\cdot(1-L)\underline{Z}_K;$$

$$\underline{Z}33(L) = (1+2L-L^2)(1-\alpha^2)\frac{\underline{Z}N}{2} + L(1-L)(1-\alpha)\times \qquad (17)$$
$$\times\alpha^2\underline{Z}N \approx 0{,}5\cdot(1+3\cdot L-2\cdot L^2)\underline{Z}_K.$$

Результаты исследования. ***Однофазный трансформатор.*** Если значения коэффициента α принять постоянными, то витковые КЗ и КЗ на землю можно задать близкими моделями, поскольку на количественные результаты существенное влияние будет оказывать число закороченных витков, а не их расположение в обмотке трансформатора.

Короткозамкнутый трансформатор можно представить в соответствии со схемой рис. 6, как трехобмоточный.

Отметим, что активное сопротивление проводов разделенной надвое обмотки линейно зависит от места расположения повреждения (L), а собственное сопротивление ($\underline{Z}1$, $\underline{Z}2$), соответственно, – квадратично. Поэтому при малых L (0,1 и менее) влияние активного сопротивления будет крайне велико. При больших L, наоборот, активными сопротивлениями можно пренебречь. Таким образом, в расчетную формулу для тока со стороны ввода трансформатора целесообразно включать только активное сопротивление короткозамкнутой обмотки $R2$.

Переходное сопротивление Rf в месте КЗ также целесообразно отнести только к короткозамкнутой обмотке трансформатора при условии, что оно много меньше $\underline{Z}N$.

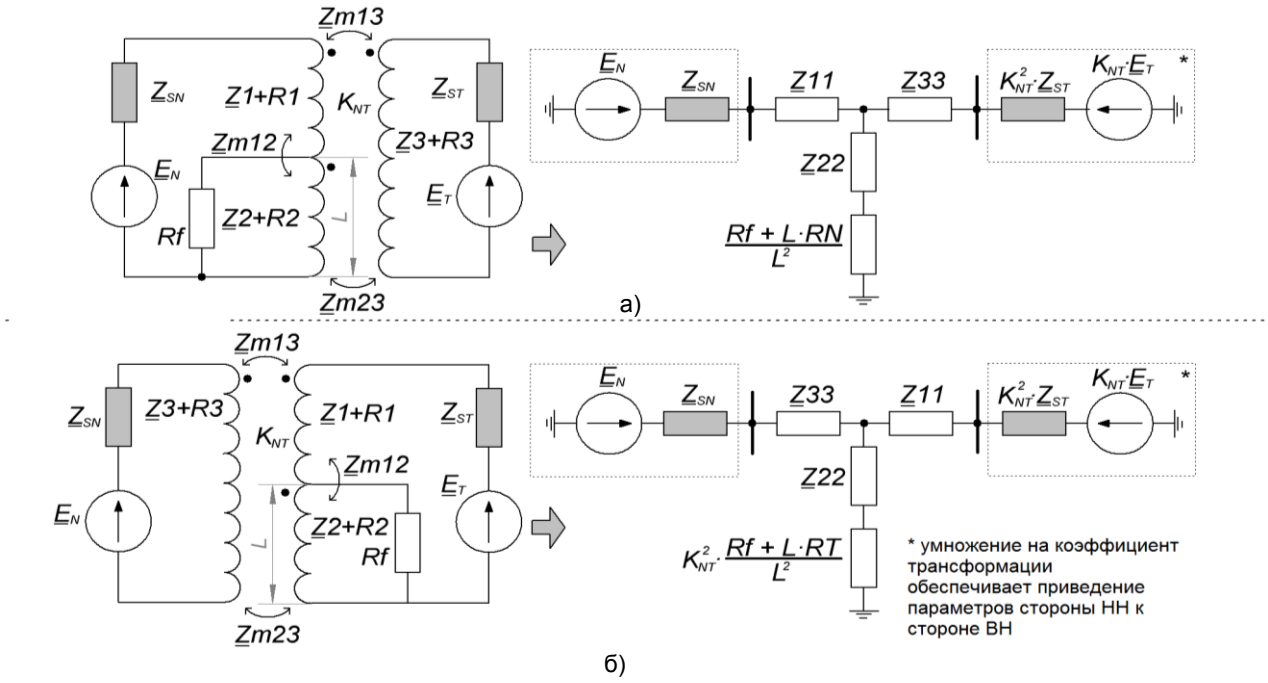


Рис. 6. Упрощенная схема замещения однофазного трансформатора с повреждениями обмоток высокого и низкого напряжений: а – КЗ в обмотке ВН; б – КЗ в обмотке НН

В общем случае трансформатор представляется трехлучевой звездой (рис. 6). Сквозное сопротивление неповрежденного трансформатора может быть оценено согласно следующим соотношениям:

$$\underline{Z}_K \approx (1-\alpha^2)\underline{Z}N \approx j\frac{u_K}{100}\frac{U_{\text{ном}}^2}{S_{\text{ном}}}, \qquad (18)$$

где u_K – паспортное напряжение короткого замыкания трансформатора; $U_{\text{ном}}$, $S_{\text{ном}}$ – номинальные напряжение и мощность трансформатора соответственно.

Для того чтобы соотнести сопротивления трехлучевой звезды (рис. 5, 6) со сквозным сопротивлением, отметим, что
$(1 - \alpha)\,\alpha^2 \approx 0{,}5\,(1 - \alpha^2)$ для $\alpha = 1\ldots0{,}99$.

Тогда справедливыми являются приближенные равенства

$$\underline{Z}11(L) \approx 0{,}5(1-L)\,(1-2\cdot L)\,\underline{Z}_K; \qquad (19)$$

$$\underline{Z}22(L) \approx 0{,}5\,(1-L)\,\underline{Z}_K; \qquad (20)$$

$$\underline{Z}33(L) \approx 0{,}5\,(1+3\cdot L-2\cdot L^2)\underline{Z}_K. \qquad (21)$$

Общим для всех трех выражений (19)–(21) является диапазон изменения значений сопротивлений (–0,0625…1,0625) $\underline{Z}_K$, который можно получить при построении графиков и аналитическом поиске экстремумов.

Отметим, что двухобмоточный трансформатор работает, как правило, в режиме одностороннего питания, тогда значения ЭДС $E_{ST} = 0$, а сопротивление $Z_{\text{ST}} \geq 0{,}7\cdot U^2_{\text{ном}}/S_{\text{ном}}$ (с учетом возможной перегрузки в 1,4 раза).

Типовой двухобмоточный трансформатор имеет u_K = 5–10 %[3], таким образом сопротивление системы $\underline{Z}_{ST}$ (рис. 6,а) приблизительно в 10–20 раз больше, чем любое из сопротивлений $\underline{Z}11$, $\underline{Z}22$, $\underline{Z}33$. Поэтому для оценочного расчета влиянием нагрузки допустимо пренебречь, а сквозное сопротивление при КЗ на ВН рассчитывается согласно равенству

$$\underline{Z}_{\text{скв}}(L) = (1-L)^2(1-\alpha^2)\underline{Z}N + \frac{Rf + L\cdot RN}{L^2} = \\ = (1-L)^2\,\underline{Z}_K + \frac{Rf + L\cdot RN}{L^2}. \qquad (22)$$

Аналогично при КЗ на НН имеет место следующее соотношение:

$$\underline{Z}_{\text{скв}}(L) = (1-\alpha^2 Q(L))\underline{Z}N + K_{NT}^2\frac{Rf + L\cdot RT}{L^2} \approx \\ \approx (1+L-L^2)\underline{Z}_K + K_{NT}^2\frac{Rf + L\cdot RT}{L^2}. \qquad (23)$$

Графическая зависимость коэффициентов $(1 - L^2)$ и $(1 + L - L^2)$ от расположения места повреждения в обмотке трансформатора показана на рис. 7.

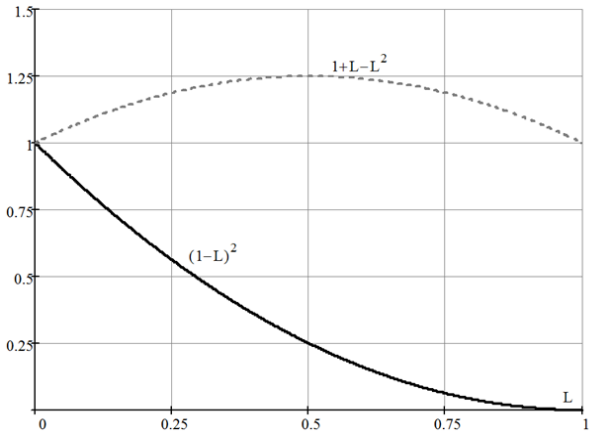


Рис. 7. Графики зависимости коэффициентов в выражениях (22), (23) от расположения места повреждения в обмотке трансформатора

Анализ полученных расчетных соотношений позволяет выявить следующие особенности:

1. *При малом количестве замкнутых витков* сквозные сопротивления поврежденного и неповрежденного трансформаторов *без учета* активных сопротивлений обмоток равны. Таким образом, *значения тока на вводе трансформатора стремятся к значениям тока КЗ за трансформатором.*

Однако нельзя пренебрегать активными сопротивлениями обмоток при малом количестве короткозамкнутых витков. Согласно полученным выражениям, при $L \to 0$ активное сопротивление стремится к бесконечности, а ток КЗ стремится к нулю. *Поэтому при расчете КЗ с малым количеством замкнутых витков все три сопротивления $\underline{Z}11$, $\underline{Z}22$, $\underline{Z}33$ (рис. 6) допустимо принять равными нулю.*

2. *При увеличении числа замкнутых витков*:

- *в случае КЗ на стороне высшего напряжения (ВН)* сквозное сопротивление трансформатора снижается, приводя к росту тока КЗ, а при $L = 1$ становится равным нулю. *Таким образом, ток, протекающий через ввод трансформатора, при этом будет равен току КЗ до трансформатора*;
- *в случае КЗ на стороне низшего напряжения (НН) трансформатора* его сквозное сопротивление вне зависимости от числа замкнутых витков изменяется несущественно в диапазоне $(1\ldots1{,}25)\cdot\underline{Z}_K$.

Таким образом, *все межвитковые КЗ на стороне НН с относительно большим (примерно 2–3 % и более) числом замкнутых витков обеспечат приблизительно такой же ток через ввод трансформатора, как при КЗ за трансформатором.*

[3] См. например, ГОСТ 12965-85. Трансформаторы силовые масляные общего назначения 110 и 150 кВ. – М.: Государственный комитет СССР по стандартам, 1985.

Ток $\underline{I}_F$ в переходном сопротивлении в месте КЗ равен току $\underline{I}_{22}$, умноженному на коэффициент трансформации (рис. 6). Последний может быть оценен по приближенному выражению

$$K12(L) = \sqrt{\frac{\underline{Z}N}{L^2\,\underline{Z}N/Q(L)}} \approx \frac{1}{L}. \qquad (24)$$

Ток в короткозамкнутых витках (рис. 6) равен разности токов $\underline{I}_{11}$ и $\underline{I}_{22}$ с учетом коэффициента трансформации. При КЗ в трансформаторе на стороне ВН его значения определяются соотношением

$$\underline{I}_W(L) = \left(\underline{I}_{11}(L) - \frac{1}{L}\underline{I}_{22}(L)\right). \qquad (25)$$

В случае малого числа замкнутых витков ($L \to 0$) реактивными сопротивлениями допустимо пренебречь. Тогда максимальное значение тока в короткозамкнутых витках составляет

$$\underline{I}_{W\max} = \left(1 - \frac{1}{L}\right)\frac{E_H}{\dfrac{Rf + L\cdot RN}{L^2}} = \frac{-(1-L)E_H}{\dfrac{Rf}{L} + RN} \approx -\frac{\cdot E_H}{\dfrac{Rf}{L} + RN}. \qquad (26)$$

Аналогично при КЗ в трансформаторе на стороне НН имеют место следующие соотношения для тока в короткозамкнутых витках:

$$\underline{I}_W(L) = K_{NT}\left(\underline{I}_{33}(L) - \frac{1}{L}\underline{I}_{22}(L)\right); \qquad (27)$$

$$\underline{I}_{W\max} = \frac{1}{L}\frac{E_H}{K_{NT}^2\,\dfrac{Rf + L\cdot RN}{L^2}} = \frac{E_H}{K_{NT}^2\left(\dfrac{Rf}{L} + RN\right)}. \qquad (28)$$

Отметим, что выражения (26), (28) справедливы при одностороннем питании трансформатора. Анализ выражений показывает, что при малых L величина тока в короткозамкнутых витках может достигать очень больших значений.

Трехфазный двухобмоточный трансформатор. Исследовались силовые трансформаторы напряжением 110 кВ и выше, имеющие схему соединений «звезда-треугольник» 11-й группы.

Дополнительно анализировались трансформаторы «звезда-звезда», поскольку с использованием такого вида трансформаторов можно эквивалентировать повреждение трехобмоточного трансформатора «звезда-звезда-треугольник».

Влияние магнитной связи между обмотками разных стержней. Рассмотрим пару обмоток трансформатора *BN* и *ba* (рис. 8) (для простоты показаны только коэффициенты связи $\underline{Z}mNT'$ и $\underline{Z}mNN'$, используемые в рассматриваемом примере). Запишем второй закон Кирхгофа:

$$0 = -\underline{Z}mNT\cdot\underline{I}_T + (\underline{Z}N + \underline{Z}s)\underline{I}_N,$$

из которого следует

$$\underline{I}_N = \frac{\underline{Z}mNT}{\underline{Z}N + \underline{Z}s}\,\underline{I}_T. \qquad (29)$$

При чисто индуктивной цепи это означает, что положительное направление токов I_T и I_N соответствует указанному на схеме рис. 8.

ЭДС, наведенная в обмотке с индексом *H*, равна

$$\Delta\underline{E}_1 = \underline{Z}m1N'\cdot\underline{I}_N - \underline{Z}m1T'\cdot\underline{I}_T.$$

Из этого следует

$$\Delta\underline{E}_1 = \underline{Z}m1N'\,\frac{\underline{Z}mNT}{\underline{Z}N + \underline{Z}s}\,\underline{I}_T - \underline{Z}m1T'\cdot\underline{I}_T.$$

Учитывая, что $Zs << ZN$, можно записать

$$\Delta\underline{E}_1 = \underline{Z}m1N'\cdot\frac{\underline{Z}mNT}{\underline{Z}N}\cdot\underline{I}_T - \underline{Z}m1T'\cdot\underline{I}_T.$$

Учет взаимоиндукции через коэффициент связи позволяет получить соотношение

$$\Delta\underline{E}_1 = \alpha_{1N'}\sqrt{\underline{Z}1\cdot\underline{Z}N}\,\frac{\alpha_{NT}\sqrt{\underline{Z}N\cdot\underline{Z}T}}{\underline{Z}N}\,\underline{I}_T - \alpha_{1T'}\sqrt{\underline{Z}1\cdot\underline{Z}T}\,\underline{I}_T.$$

Итоговое выражение для ЭДС принимает вид

$$\Delta\underline{E}_1 = (\alpha_{1N'}\alpha_{NT} - \alpha_{1T'})\sqrt{\underline{Z}1\cdot\underline{Z}T}\,\underline{I}_T. \qquad (30)$$

Поскольку $\alpha_{1N'} \approx \alpha_{1T'}$ (обмотки *BN* и *ba* находятся на одном стержне), $\alpha_{NT} \approx 1$, то $\Delta E_1 \approx 0$. Аналогичные выражения можно получить для взаимоиндукций всех обмоток, расположенных на разных стержнях. Совокупность полученных соотношений означает, что *в упрощенных расчетах целесообразно представить трансформатор в виде трехфазной группы однофазных трансформаторов.*

Вышесказанное означает, что магнитные потоки первичной и вторичной обмоток на других стержнях (рис. 8, *BN* и *ba*, *CN* и *ca*) взаимно компенсируется, тем самым ослабляя эффект взаимоиндукции обмоток на разных стержнях.

Из этого следует, что для анализа внутренних повреждений в трансформаторе «звезда-треугольник» целесообразно использовать результаты, полученные для однофазного трансформатора.

Для трансформаторов «звезда-звезда» компенсация магнитных потоков от соседних стержней отсутствует, если вторичная обмотка является ненагруженной. Однако, учитывая достаточно слабую связь между обмотками соседних стержней, различие между результатами для однофазного и трехфазного трансформаторов «звезда-звезда» будет невелико (см. графики токов рис. 9).

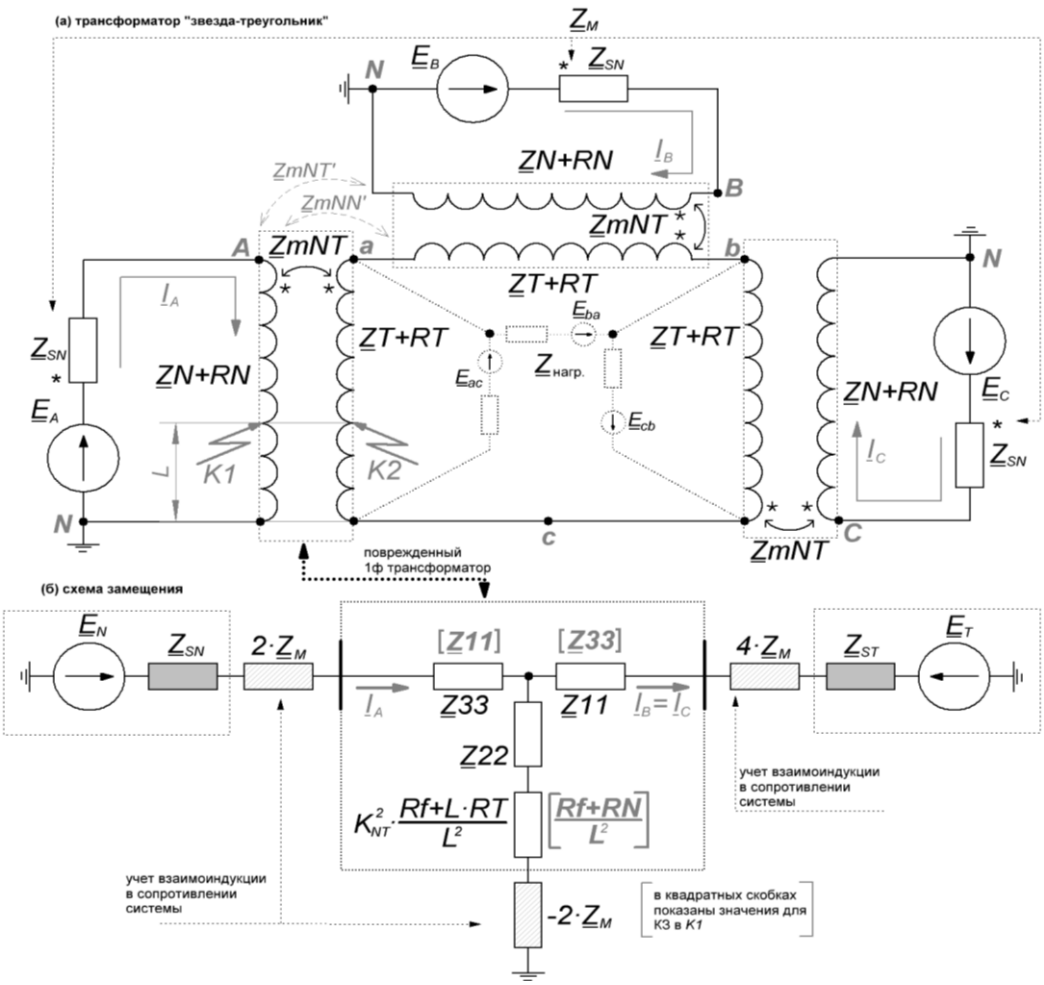


Рис. 8. Эквивалентная схема и соотношение токов при КЗ в трансформаторе «звезда-треугольник» на стороне ВН

Трансформатор «звезда-треугольник». Представим такой трансформатор как группу из трех однофазных трансформаторов. В таком случае, если один из трансформаторов поврежден, оставшиеся два выступают как нагрузка вторичной обмотки. Отметим, что между проводниками питающей сети обычно существует взаимоиндукция.

Собственные $\underline{Z}_{SN}$ и взаимные $\underline{Z}_M$ сопротивления проводников (рис. 8) рассчитываются по известным формулам:

$$\underline{Z}_{SN} = \frac{\underline{Z}0 + 2\cdot\underline{Z}1}{3}; \qquad \underline{Z}_M = \frac{\underline{Z}0 - \underline{Z}1}{3}, \tag{31}$$

где $\underline{Z}0$, $\underline{Z}1$ – сопротивления нулевой и прямой последовательности питающей системы.

Сопротивление $\underline{Z}_{ST}$ и ЭДС $\underline{E}_{ST}$ системы справа являются результатом свертки двух неповрежденных однофазных трансформаторов с нагрузкой. Их параметры следует привести к стороне ВН.

Сквозное сопротивление неповрежденного однофазного трансформатора, нагруженного на сопротивление системы, равно (с учетом приведения к ВН)

$$Z_{\text{скв.нагр.}} = \frac{\underline{Z}N}{\underline{Z}T}\left(\underline{Z}T - \frac{\underline{Z}mNT}{\underline{Z}N + \underline{Z}_{SN}}\right) \approx \approx \underline{Z}_{SN} + \underline{Z}N - \frac{\underline{Z}mNT}{\underline{Z}N} = \underline{Z}_{SN} + \underline{Z}_K, \tag{32}$$

где $\underline{Z}N/\underline{Z}T = K^2_{NT}$ – квадрат коэффициента трансформации.

Как было отмечено выше, сопротивление нагрузки в 10–20 раз больше $\underline{Z}_K$, поэтому ее влияние несущественно. Тогда итоговое сопротивление системы справа определяется выражением

$$\underline{Z}_{ST} = 2\cdot(\underline{Z}_{SN} + \underline{Z}_K). \tag{33}$$

Также отметим, что в симметричной трехфазной системе обе ЭДС в схеме замещения одинаковы:

$$\underline{E}_{ST} = -(\underline{E}_B + \underline{E}_C) = \underline{E}_A; \qquad \underline{E}_{SN} = \underline{E}_A. \tag{34}$$

Для простоты расчета вводится эквивалентирование с переносом взаимоиндукции между фазными проводниками питающей системы в сопротивления схемы замещения. При

необходимости реализации точных расчетов определение эквивалентного сопротивления сети можно получить следующим образом:

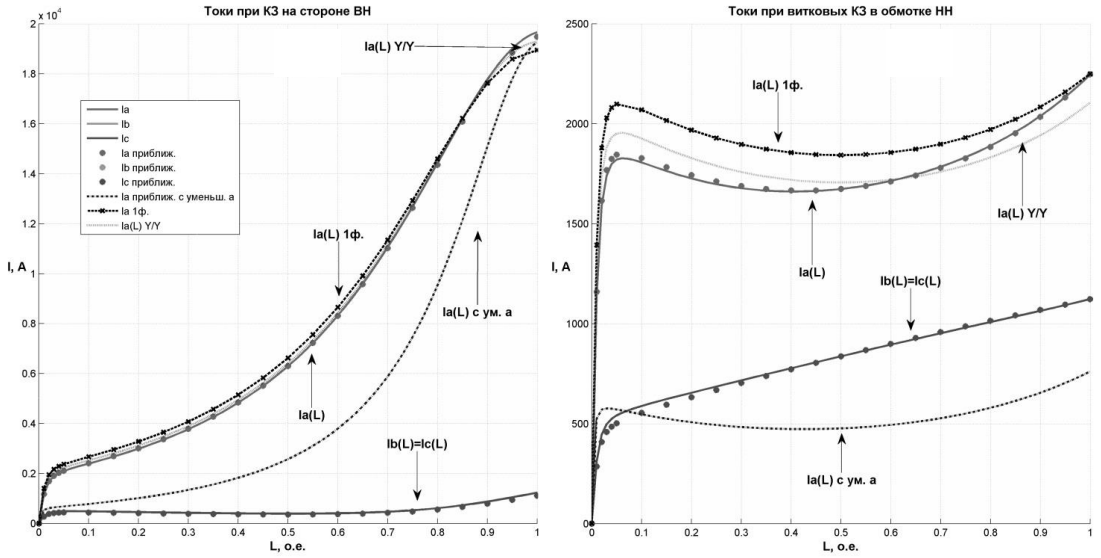
$$\underline{Z}_{ST} = \left(2\cdot\left[\left(\underline{Z}_K + \underline{Z}_{SN}\right) \| \underline{Z}_{\text{нагр.}}\right]\right) \| \underline{Z}_{\text{нагр.}} = \\ = \frac{2\cdot\left(\underline{Z}_K + \underline{Z}_{SN}\right)\underline{Z}_{\text{нагр.}}}{3\cdot\left(\underline{Z}_K + \underline{Z}_{SN}\right) + \underline{Z}_{\text{нагр.}}}. \quad (35)$$

При этом для простоты расчетов учет магнитных связей в питающей системе сохраняется таким же образом, как и при анализе нагрузки. ЭДС в такой схеме определяется согласно равенству

$$\underline{E}_{ST} = \frac{\underline{Z}_{\text{нагр.}}\underline{E}_A + 2\cdot\left(\underline{Z}_K + \underline{Z}_{SN}\right)\underline{E}'_A}{2\cdot\left(\underline{Z}_K + \underline{Z}_{SN}\right) + \underline{Z}_{\text{нагр.}}}, \quad (36)$$

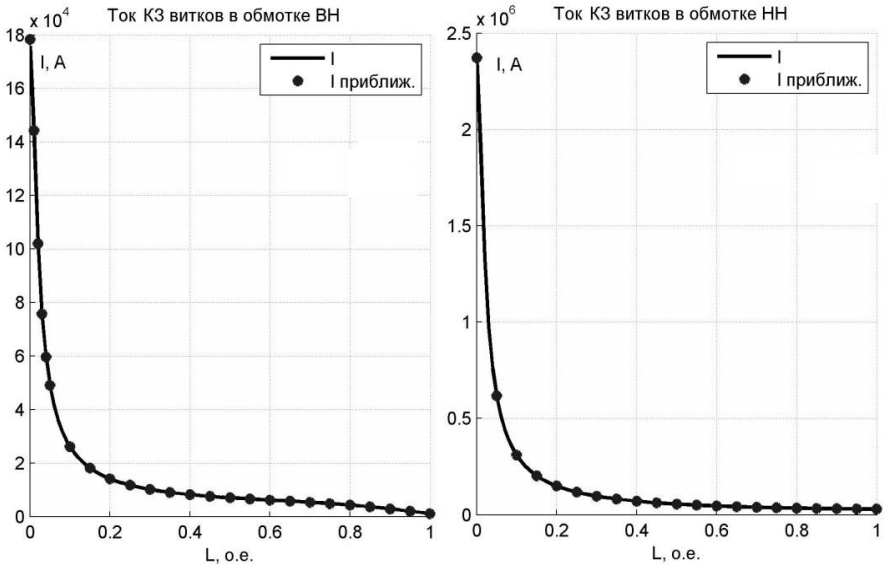
где $\underline{E}'_A = K_{NT}\cdot\underline{E}_{ac}$ – ЭДС на стороне НН, приведенная к стороне ВН.

Анализ применимости полученных моделей проводился путем построения графиков (рис. 9–11). Использовались как приведенные выше упрощенные выражения, так и модель трансформатора на основе уравнений Кирхгофа. При этом наблюдается (рис. 9–11) практически полное совпадение зависимостей. Использование модели на основе уравнений Кирхгофа является необходимым для оценки корректности выполненных математических преобразований.



а) б)

Рис. 9. Зависимость токов со стороны вводов при внутренних КЗ в трансформаторе от расположения места повреждения



а) б)

Рис. 10. Зависимость токов при межвитковых КЗ в трансформаторе от расположения места повреждения

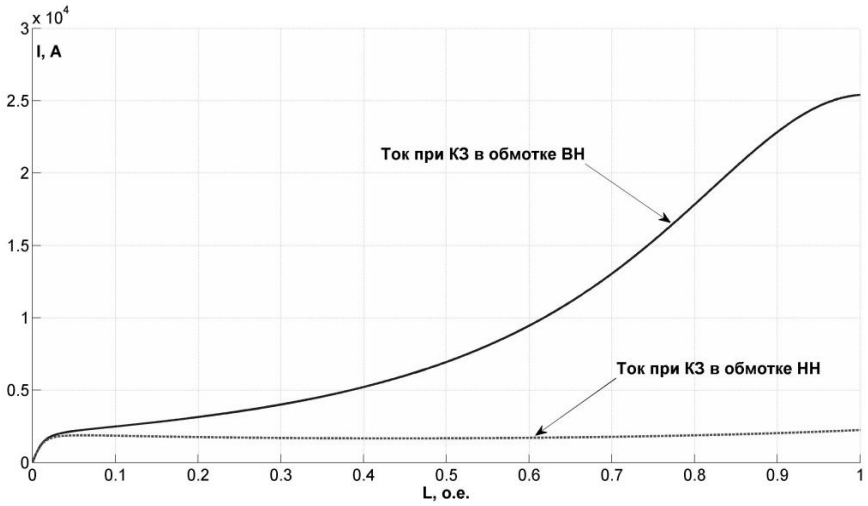


Рис. 11. Зависимость токов при КЗ на обмотках ВН и НН трансформатора от расположения места повреждения

Полученные зависимости токов (рис. 9–11) от расположения места повреждения в силовом трансформаторе могут быть применены при анализе функционирования алгоритмов релейной защиты. В частности, по значениям токов можно оценить их достаточность для срабатывания защиты, определить корректность выбранных уставок, а также возможность использования в расчетах чувствительности и селективности.

Выводы. Полученные упрощенные расчетные выражения для моделирования внутренних повреждений в двухобмоточных трансформаторах «звезда-звезда» и «звезда-треугольник» могут быть использованы для анализа функционирования алгоритмов релейной защиты, оценки ее чувствительности и селективности.

Сопоставление приближенных расчетов с классическими на основе уравнений Кирхгофа, реализованное в построении зависимостей токов от расположения места повреждения в силовых двухобмоточных трансформаторах, подтвердило корректность математических преобразований при получении упрощенных аналитических моделей.

Методика формирования расчетных соотношений и упрощенных аналитических моделей может быть распространена на трансформаторы других типов.

Список литературы

1. **Bastard P., Bertrand P., Meuner M.** A transformer model for winding fault studies // IEEE Transactions on Power Delivery. – April, 1994. – Vol. 9, № 2.

2. **Didik F.D.** Modelling of internal faults in three-phase three-winding transformer for differential protection studies: MSc graduation thesis. – Delft: Delft University of Technology, 2009.

3. **Ghanavati G., Kouhsaru S.M.** Calculation of transformer internal faults is short circuit analysis // 2008 IEEE Power and Energy Society General Meeting – Conversion and Delivery of Electrical Energy in the 21st Century. – 2008.

4. **Kezunovic M., Gou Y.** Modeling and simulation of the power transformer faults and related protective relay behaviour // IEEE Transactions on Power Delivery. – January, 2000. – Vol.15, № 1.

5. **Sreejith P.M., Savier J.S., Francis C.J.** Development of steady state model for transformer internal faults // 2017 IEEE International Conference on Signal Processing, Informatics, Communication and Energy Systems (SPICES). – 2017.

6. **Espinoza J.R., Perez-Rojas C.** Modeling transformers with internal faults based on magnetic circuit. Part I, II // 2011 North American Power Symposium. – 2011.

7. **Dommell H.W.** EMTP Theory book // Iran University of Science and Technology URL: http://een.iust.ac.ir/profs/Shahrtash/2014/Electrical Power System Transients/EMTP Theory Book.pdf (дата обращения: 30.07.2018).

8. **Румянцев Ю.В.** Комплексная модель для исследования функционирования цифровой дифференциальной защиты силового трансформатора // Энергетика. Изв. высших учеб. заведений и энерг. объединений СНГ. – 2016. – Т. 59, № 3. – С. 203–224.

9. **Засыпкин А.С.** Релейная защита трансформаторов. – М.: Энергоатомиздат, 1989.

10. **Федосеев А.М., Федосеев М.А.** Релейная защита электроэнергетических систем: учеб. для вузов. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 1992.

11. **Бессонов Л.А.** Теоретические основы электротехники. – 9-е изд., перераб. и доп. – М.: Высш. шк., 1996.

References

1. Bastard, P., Bertrand, P., Meuner, M. A transformer model for winding fault studies. IEEE Transactions on Power Delivery, April, 1994, vol. 9, no. 2.

2. Didik, F.D. Modelling of internal faults in three-phase three-winding transformer for differential

protection studies: MSc graduation thesis. Delft.: Delft University of Technology, 2009.

3. Ghanavati, G., Kouhsaru, S.M. Calculation of transformer internal faults is short circuit analysis. 2008 IEEE Power and Energy Society General Meeting. Conversion and Delivery of Electrical Energy in the 21st Century, 2008.

4. Kezunovic, M., Gou, Y. Modeling and simulation of the power transformer faults and related protective relay behaviour. IEEE Transactions on Power Delivery, January, 2000, vol. 15, no. 1.

5. Sreejith, P.M., Savier, J.S., Francis, C.J. Development of steady state model for transformer internal faults. 2017 IEEE International Conference on Signal Processing, Informatics, Communication and Energy Systems (SPICES), 2017.

6. Espinoza, J.R., Perez-Rojas, C. Modeling transformers with internal faults based on magnetic circuit. Part I, II. 2011 North American Power Symposium, 2011.

7. Dommell, H.W. EMTP Theory book // Iran University of Science and Technology URL: http://een.iust.ac.ir/profs/Shahrtash/2014/Electrical Power System Transients/EMTP Theory Book.pdf (request date: 30.07.2018).

8. Rumyantsev, Yu.V. Kompleksnaya model' dlya issledovaniya funktsionirovaniya tsifrovoy differentsial'noy zashchity silovogo transformatora [A complex model for investigating power transformer digital differential protection]. *Energetika. Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy i energeticheskikh ob"edineniy SNG*, 2016, vol. 59, no. 3, pp. 203–224.

9. Zacypkin, A.S. *Releynaya zashchita transformatorov* [Power transformer relay protection]. Moscow: Energoatomizdat, 1989.

10. Fedoseev, A.M., Fedoseev, M.A. *Releynaya zashchita elektroenergeticheskikh sistem* [Relay protection of electric power systems]. Moscow: Energoatomizdat, 1992.

11. Bessonov, L.A. *Teoreticheskie osnovy elektrotekhniki* [Theory of Electrical Engineering]. Moscow: Vysshaya shkola, 1996.

Колобанов Петр Алексеевич,
ООО «ЭТС-Проект», ведущий инженер, e-mail: agemont@mail.ru
Kolobanov Pyotr Alekseyevich,
ETS-Project Ltd., Lead Engineer, e-mail: agemont@mail.ru

Куликов Александр Леонидович,
ФГБОУВПО «Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева», доктор технических наук, профессор кафедры электроэнергетики, электроснабжения и силовой электроники,
e-mail: inventor61@mail.ru
Kulikov Aleksandr Leonidovich,
Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alexeev, Doctor of Engineering Sciences (Post-doctoral degree), Professor of the Department of Electrical Power Engineering, Power Supply and Power Electronics,
e-mail: inventor61@mail.ru

УДК 621.3

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ТРАНСПОНИРОВАННОЙ ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ НА БАЗЕ СИНХРОНИЗИРОВАННЫХ ВЕКТОРНЫХ ИЗМЕРЕНИЙ

И.Е. ИВАНОВ
ФГБОУВО «Ивановский государственный энергетический университет имени В.И. Ленина»,
г. Иваново, Российская Федерация
Email: iivanov@mtu.edu

Авторское резюме

Состояние вопроса. Параметры высоковольтных воздушных линий электропередачи могут существенно варьироваться в зависимости от погодных условий и уровня токов нагрузки. Внедрение устройств синхронизированных векторных измерений обусловливает потенциальную возможность актуализации параметров линий электропередачи. При этом ряд алгоритмов, предложенных ранее для решения этой задачи, достаточно сложны и требуют выполнения оптимизации, что определяет целесообразность получения аналитического решения для конкретных электроэнергетических объектов, например для одноцепной трехфазной транспонированной линии электропередачи.
Материалы и методы. При выводе аналитических выражений используются известные соотношения из электротехники, а также математические методы исследования функций. Разработанный алгоритм реализован на