

- В последние годы интерес к более качественному моделированию трансформаторов энергетического назначения значительно возрос. Это, например, связано с необходимостью анализа феррорезонансных явлений в электроэнергетике, где наиболее важным является правильное отображение поведения трансформатора в зоне глубокого насыщения. Правильность учета измерительных трансформаторов напряжения и тока является также объектом пристального внимания специалистов в области релейной защиты и автоматики, когда нужно учитывать насыщение стали в переходных процессах.

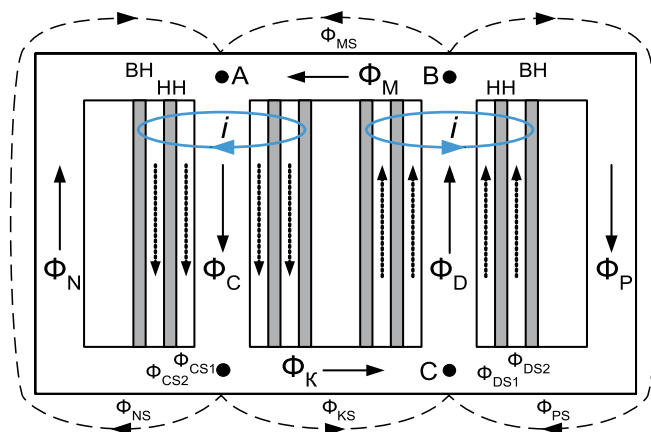
В статье наших петербургских авторов изложена методика создания математической модели трансформатора с заданной конфигурацией магнитной и электрической цепей. В качестве примера приведены расчеты переходных процессов включения трехфазной группы однофазных двухобмоточных трансформаторов ОДЦ-417000/500/24.

ТРАНСФОРМАТОРЫ В ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ СЕТИ

Моделирование переходных процессов с учетом конфигурации магнитной системы

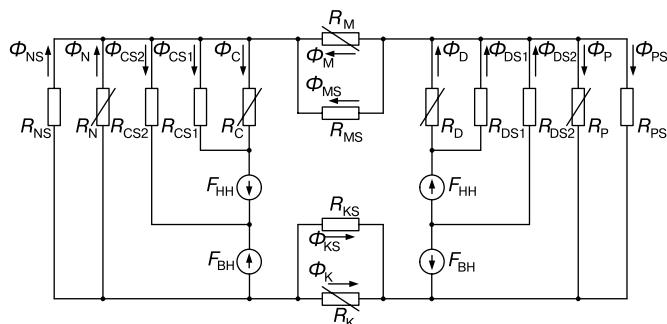
Георгий Евдокунин, д.т.н., профессор кафедры «Электрические системы и сети» СПбГПУ
Михаил Дмитриев, к.т.н., начальник отдела научно-технических исследований ЗАО «ЗЭУ», г. Санкт-Петербург

■ Рис. 1. Схема магнитной цепи однофазного трансформатора стержневой конструкции



$\Phi_C, \Phi_D, \Phi_M, \Phi_K, \Phi_N, \Phi_P$ – потоки в магнитопроводе трансформатора;
 Φ_{CS1}, Φ_{DS1} – потоки в воздушном цилиндре между обмоткой НН (ближайшей к стержню) и стержнем;
 Φ_{CS2}, Φ_{DS2} – потоки в воздушном цилиндре между обмотками НН и ВН;
 $\Phi_{MS}, \Phi_{KS}, \Phi_{NS}, \Phi_{PS}$ – потоки рассеяния вне магнитопровода трансформатора.

■ Рис. 2. Схема замещения магнитной цепи однофазного трансформатора рис. 1



Существенной проблемой в электроэнергетике стали так называемые броски тока при включении силовых трансформаторов, сами по себе представляющие опасность для обмоток трансформаторов, а также влияющие на точность и надежность работы релейной защиты и приводящие к резонансным явлениям в энергосистеме. Настройка современной системы управляемой коммутации трехфазного трансформатора немыслима без моделирования трансформатора с учетом его тока намагничивания в переходных процессах.

В дополнение к разработкам уточненных моделей трансформаторов появились оригинальные алгоритмы качественного учета потерь в стали.

Особое положение занимает новое оборудование энергосистем: управляемые шунтирующие реакторы с подмагничиванием постоянным током, в которых нормальным рабочим режимом является режим глубокого насыщения стали магнитопровода. Таким образом, модель реактора должна учитывать сильное насыщение стали как в нормальных, так и в переходных режимах.

Создание уточненных компьютерных моделей для решения задач электроэнергетики непременно должно строиться на основе учета реальной конфигурации и размеров их магнитной системы [1–3 и др.].

Броски тока намагничивания могут иметь большую амплитуду и длительность протекания, что вызывает такие нежелательные эффекты, как потенциальная опасность повреждения обмоток трансформатора из-за чрезмерных динамических усилий или снижение срока его службы. Кроме того, генерируемый трансформаторами богатый высшими гармониками ток может вызвать ложную работу устройств релейной защиты и автоматики, а также ухудшить качественные показатели режима в энергосистеме.

При отключениях трансформатора от сети в его магнитной системе «сохраняется» остаточная индукция. При последующем его включении в неблагоприятный момент времени и при наличии в магнитной системе такой остаточной индукции броски тока намагничивания могут существенно возрасти.

На величину индукции, оставшейся в магнитной системе после отключения трансформатора от сети, влияют многие факторы: характер нагрузки, ток среза выключателя, соотношение активной и индуктивной составляющих тока холостого хода трансформатора, исходный режим трансформатора перед его отключением (установившийся или неустановившийся).

В трехфазном трансформаторе на величину остаточной индукции в магнитной системе фаз помимо рассмотренных факторов оказывает влияние обмотка низшего напряжения, а также неодновременность отключения фаз трансформатора.

Целью данной работы явилось создание методики и компьютерной программы для анализа переходных процессов в произвольном трансформаторе (в том числе в условиях сильного насыщения его магнитной системы и начального подмагничивания) при заданных схемах его электрической и магнитных цепей, а также внешней цепи в целом.

МЕТОДИКА КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ТРАНСФОРМАТОРА

Одной из первых программ, специально созданной для подробного моделирования произвольных электрической и магнитной цепей трансформаторов, явилась программа NRAST, разработанная на кафедре «Электрические системы и сети» СПбГПУ [2]. Еще одним программным комплексом, с использованием которого можно подробно моделировать магнитные системы трансформаторов, является канадско-американский комплекс EMTP (Electromagnetic Transients Program) [4]. Однако он содержит ограниченное и недостаточное число моделей трансформаторов, пригодных для непосредственного использования. Тем не менее, так как EMTP – это широко используемый инженерами различных стран современный инструмент для расчетов переходных процессов, то разработанный нами алгоритм был реализован для работы именно совместно с этим комплексом.

Методику компьютерного моделирования проиллюстрируем на примере трехфазной группы однофазных двухобмоточных трансформаторов типа ОДЦ-417000/500/24. Создание подробной модели трансформатора позволило, в частности, оценить расчетным путем броски намагничивающего тока при его включениях на сеть 500 кВ. В дополнение к результатам компьютерного моделирования в работе приведены аналитические оценки бросков намагничивающего тока и результаты соответствующих измерений в рамках натуральных экспериментов на Тяньваньской АЭС (Китай).

Алгоритм подробного моделирования

Схема магнитной цепи однофазного трансформатора ОДЦ приведена на рис. 1. Обмотки высокого (ВН) и низкого (НН) напряжений фазы трансформатора состоят из двух одинаковых параллельных полуобмоток, расположенных на двух стержнях и намотанных встречно на concentрических катушках. Обозначения и направления магнитных потоков даны на рис. 1.

Указанным магнитным путям могут быть поставлены в соответствие магнитные сопротивления R и схема замещения магнитной цепи (рис. 2). Индексы у магнитных сопротивлений те же, что и у соответствующих потоков. Схема содержит нелинейные магнитные сопротивления (для которых $\mu = f(B)$), представляющие пути магнитных потоков в элементах стального магнитопровода (в стержнях, в верхних и боковых ярмах). Остальные магнитные сопротивления – линейные, для них $\mu = const$. Учитывая геометрическое подобие левой и правой частей трансформатора (относительно вертикальной оси симметрии), магнитные сопротивления правой части схемы замещения рис. 2 те же, что и в левой. Направление

магнитодвижущих сил (МДС) F_1 и F_2 в частях схемы в соответствии с намоткой – противоположное.

Принятая цепевая модель магнитной системы трансформатора создана на основе реальной конструкции его магнитной цепи и расположения обмоток. Схема замещения магнитной цепи задается узлами и наиболее важными путями (ветвями) распределения магнитного потока, которые с некоторыми приближениями аппроксимируют картину магнитного поля. Число учитываемых ветвей и узлов выбирается таким, чтобы удовлетворительно аппроксимировать это поле без излишнего усложнения магнитной цепи.

Принятая концепция основана на описании поля посредством скалярного магнитного потенциала, определение которого предусматривает $rotH = 0$ в рассматриваемой области. Так как последнее предполагает поле сосредоточенным исключительно вне обмоток, то радиальный размер катушек не учитывается. Однако, как указано в [1], учесть реальные размеры катушек можно включением в магнитную схему замещения фиктивных магнитных сопротивлений (или включением в электрическую схему соответствующих им отрицательных индуктивностей). Кроме неучета размеров обмоток в рассматриваемой модели, мы пренебрежем частотными зависимостями потерь в стали от вихревых токов и явлением гистерезиса.

Рассматриваемая магнитная цепь имеет число узлов $n = 4$ (жирные точки на рис. 1), следовательно, по 1-му закону Кирхгофа имеем $n - 1 = 3$ уравнений относительно потоков (для узлов А, В, С, соответственно):

$$\begin{aligned} (\Phi_N + \Phi_{NS}) + (\Phi_M + \Phi_{MS}) - (\Phi_C + \Phi_{CS1} + \Phi_{CS2}) &= 0 \\ (\Phi_D + \Phi_{DS1} + \Phi_{DS2}) - (\Phi_M + \Phi_{MS}) - (\Phi_P + \Phi_{PS}) &= 0 \\ (\Phi_P + \Phi_{PS}) + (\Phi_K + \Phi_{KS}) - (\Phi_D + \Phi_{DS1} + \Phi_{DS2}) &= 0 \end{aligned} \quad (1)$$

Из условий симметрии конструкции трансформатора следует:

$$\begin{aligned} \Phi_C &= \Phi_D, \quad \Phi_M = \Phi_K, \quad \Phi_N = \Phi_P, \quad \Phi_{MS} = \Phi_{KS}, \\ \Phi_{NS} &= \Phi_{PS}, \quad \Phi_{CS1} = \Phi_{DS1}, \quad \Phi_{CS2} = \Phi_{DS2}. \end{aligned}$$

Число ветвей магнитной системы $m = 14$ и, следовательно, по 2-му закону Кирхгофа имеем $m - (n - 1) = 11$ уравнений:

– для левой части схемы рис. 2:

$$\begin{aligned} \Phi_{NS}R_{NS} - \Phi_N R_N &= 0 \\ \Phi_N R_N + \Phi_{CS2}R_{CS2} &= -F_{BH} \\ -\Phi_{CS2}R_{CS2} + \Phi_{CS1}R_{CS1} &= F_{HH} \\ -\Phi_{CS1}R_{CS1} + \Phi_C R_C &= 0 \end{aligned}$$

– для центральной части схемы рис. 2:

$$\begin{aligned} \Phi_{MS}R_{MS} - \Phi_M R_M &= 0 \\ \Phi_{KS}R_{KS} - \Phi_K R_K &= 0 \\ \Phi_C R_C + \Phi_K R_K + \Phi_D R_D + \Phi_M R_M &= 2(F_{HH} - F_{BH}) \end{aligned} \quad (2)$$

– для правой части схемы рис. 2:

$$\begin{aligned} \Phi_{PS}R_{PS} - \Phi_P R_P &= 0 \\ \Phi_P R_P + \Phi_{DS2}R_{DS2} &= -F_{BH} \\ -\Phi_{DS2}R_{DS2} + \Phi_{DS1}R_{DS1} &= F_{HH} \\ -\Phi_{DS1}R_{DS1} + \Phi_D R_D &= 0 \end{aligned}$$

где $F_{HH} = i_{HH}W_{HH}$, $F_{BH} = i_{BH}W_{BH}$ – МДС; W_{HH} , W_{BH} – число витков полуобмоток трансформатора;

$i_{\text{НН}}, i_{\text{ВН}}$ – токи полуобмоток (для получения токов в сети необходимо удвоить токи полуобмоток).

Решение уравнений электрической и магнитной цепей предполагает совместное решение на каждом шаге расчета по времени уравнений трансформатора с уравнениями внешней сети, которая может быть произвольной в соответствии с возможностями ЕМТР:

$$\begin{aligned} u_{\text{НН}} &= R_{\text{НН}} i_{\text{НН}} + W_{\text{НН}} \frac{d(\Phi_{\text{C}} + \Phi_{\text{CS1}})}{dt} \\ u_{\text{ВН}} &= R_{\text{ВН}} i_{\text{ВН}} + W_{\text{ВН}} \frac{d(\Phi_{\text{C}} + \Phi_{\text{CS1}} + \Phi_{\text{CS2}})}{dt} \end{aligned} \quad (3)$$

где $R_{\text{НН}}, R_{\text{ВН}}$ – активные сопротивления полуобмоток.

Исходная система уравнений трансформатора (1)–(3), содержащая дифференциальные уравнения, линеаризуется с использованием формулы интегрирования неявного метода Эйлера, записанной для магнитных потоков в j -м магнитном стержне:

$$\Phi_j^{n+1} = \Phi_j^n + (\Phi_j')^{n+1} \cdot \Delta t. \quad (4)$$

В качестве входящих в (2) магнитных сопротивлений стержней могут быть использованы дифференциальные магнитные сопротивления:

$$R_j^{n+1} = \frac{\partial H_j}{\partial B_j} \Big|_n \cdot \frac{l_j}{S_j},$$

принимаемые на $(n+1)$ -м шаге интегрирования постоянными, вычисленными на шаге n по известным для магнитного стержня значе-

ниям напряженности H_j^n , индукции B_j^n , производной $\frac{\partial H_j}{\partial B_j} \Big|_n$; S_j – среднее сечение j -го магнитного стержня, l_j – средняя длина магнитной силовой линии j -го магнитного стержня.

При определении магнитного сопротивления по известному потоку Φ_j вычисляется индукция $B_j^n = \Phi_j^n / S_j$, значение которой далее

подставляется в выражение $\frac{\partial H_j}{\partial B_j} \Big|_n = f(B_j^n)$, найденное дифференцированием известной для каждого стержня зависимости $H_j = f(B_j)$.

Подлежащая решению на каждом шаге интегрирования полная система уравнений относительно производных потоков $(\Phi_j')^{n+1}$ и токов в полуобмотках трансформатора $i_{\text{НН}}, i_{\text{ВН}}$, формируется следующим образом:

1. Уравнения (1), записанные для потоков Φ_j^{n+1} , дифференцируются по времени, что дает уравнения для производных потоков $(\Phi_j')^{n+1}$.
2. Уравнения (2), содержащие потоки Φ_j^{n+1} , с использованием (4) и выражений для R_j^{n+1} преобразуются в уравнения, содержащие производные $(\Phi_j')^{n+1}$. При этом в (2) появляются «старые» (уже известные) значения Φ_j^n .
3. Добавляются уравнения (3), в которых напряжения $u_{\text{НН}}, u_{\text{ВН}}$ известны, так как задаются внешней по отношению к трансформатору сетью.

Принципы моделирования за рубежом

В зарубежных публикациях при моделировании переходных процессов в трансформаторе, например [3], как правило, используется принцип дуальности магнитных и электрических цепей [5], который с некоторыми ограничениями допускает преобразование магнитной схемы замещения рис. 2 в электрическую. При этом любая индуктивность $L = W_6^2 / R$ соответствует магнитному сопротивлению R , источники тока $i = F / W_6$ соответствуют МДС F , контур соответствует узлу, параллельные элементы соответствуют дуальным элементам, соединенным последовательно и т.д.

Модель трансформатора в виде его электрической схемы замещения удобна для анализа электрических параметров переходных процессов – токов и напряжений, а также удобна для программных комплексов, где электрические схемы могут быть легко реализованы при типовом наборе элементов и возможности их произвольного соединения.

Так как параметры электрической схемы замещения приведены к некоторому базисному числу витков W_6 , то для включения этой схемы во внешнюю электрическую цепь она должна быть дополнена

идеальными трансформаторами для учета реального числа витков обмоток. Кроме того, такие идеальные трансформаторы необходимы для соединения обмоток в трехфазную схему.

В нашей ранней публикации [2] мы не переходили к электрической схеме замещения трансформатора и в этой статье также не будем этого делать. Это не помешало использовать программный комплекс ЕМТР, так как мы реализовали одну из возможностей ЕМТР: возможность включать в любую расчетную схему этого комплекса новые элементы, специально описываемые пользователем в виде системы уравнений, методику составления которой мы привели выше.

Определение магнитных сопротивлений

В заключение поясним особенности вычисления некоторых параметров, содержащихся в этих уравнениях. Линейные магнитные сопротивления, отражающие пути рассеяния магнитных потоков вне стального сердечника, вычисляются по известному выражению:

$$R = \frac{l}{\mu_a S} \quad (5)$$

где $\mu_a = \mu_0$ – абсолютная магнитная проницаемость;

l, S – длина и сечение участка магнитной цепи (в предположении, что индукция B и напряженность H магнитного поля постоянны вдоль сечения этого участка).

Для вычисления значений нелинейных магнитных сопротивлений используется дифференциальная магнитная проницаемость $\mu_a = \partial B / \partial H$, которая, в свою очередь, определяется по заданной аппроксимации основной ветви кривой намагничивания $B(H)$ электротехнической стали, из которой изготовлен магнитопровод трансформатора.

Линейные магнитные сопротивления $R_{\text{CS1}}, R_{\text{CS2}}$ или соответствующие им индуктивности $L_{\text{CS1}}, L_{\text{CS2}}$ можно определить по геометрическим размерам обмоток и магнитной системы с помощью общепринятого выражения:

$$L_{\text{CS1}} = W_{\text{НН}}^2 \mu_0 \frac{S_{\text{НН}} - S_{\text{C}}}{H_s},$$

где $(S_{\text{НН}} - S_{\text{C}})$ – сечение цилиндра, помещенного между центром обмотки НН и стержнем;

H_s – высота окна магнитопровода;

$W_{\text{НН}}$ – число витков обмотки НН (при использовании электрической схемы замещения индуктивность L_{CS1} должна быть приведена к базисному числу W_6).

Соответствующее магнитное сопротивление равно:

$$R_{\text{CS1}} = \frac{W_{\text{НН}}^2}{L_{\text{CS1}}}.$$

Для определения магнитного сопротивления R_{CS2} (или индуктивности L_{CS2}) лучше использовать всегда имеющиеся данные по индуктивности рассеяния L_{K3} , определяемой из опыта КЗ:

$$R_{\text{CS2}} = \frac{W_{\text{ВН}}^2}{L_{\text{K3}}},$$

если L_{K3} приведена к обмотке ВН.

Магнитные сопротивления по путям рассеяния вдоль боковых, верхнего и нижнего ярем: $R_{\text{NS}} = R_{\text{PS}}, R_{\text{MS}} = R_{\text{KS}}$ (или соответствующие им индуктивности $L_{\text{NS}} = L_{\text{PS}}, L_{\text{MS}} = L_{\text{KS}}$) трудно рассчитать. Для их определения желательно использовать экспериментальные данные. Так в [1] приведены результаты теоретико-экспериментальных исследований подобных индуктивностей на трехфазном пятистержневом трансформаторе 400 кВ мощностью 370 МВА (теоретические исследования) и на модельном трансформаторе мощностью 100 кВА номинальным напряжением $\sqrt{3}$ кВ.

Измерения выполнены при сильном насыщении стали магнитной системы, а неизвестные индуктивности $L_{\text{NS}}, L_{\text{MS}}$ затем определены из системы уравнений, составленных для электрической схемы замещения, когда все остальные параметры известны: $L_{\text{CS1}}, L_{\text{CS2}}, L_{\text{C}}, L_{\text{M}}, L_{\text{N}}$. В этом случае используются насыщенные значения $L_{\text{C}}, L_{\text{M}}, L_{\text{N}}$, определенные из (5). Учитывая, что размер магнитной системы и класс напряжения трансформатора из [1] не сильно отличается от трансформатора ОДЦ 417000/500, анализ переходных процессов которого представлял интерес, было решено использовать эти данные.

УПРОЩЕННОЕ АНАЛИТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТРАНСФОРМАТОРА ДЛЯ АНАЛИЗА БРОСКОВ ТОКА ПРИ ЕГО ВКЛЮЧЕНИИ

С использованием схемы рис. 1 можно получить аналитические выражения, которые позволят оценить величины бросков тока при включении трансформатора на холостой ход, что являлось одной из задач исследования переходных процессов трансформатора ОДЦ 417000/500.

Аппроксимация зависимости $B(H)$ для магнитных стержней приведена на рис. 3, в условиях которого имеем

$$B = B_0 + \alpha H,$$

где $\alpha = \mu_0$, $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ – абсолютная магнитная проницаемость вакуума, μ – относительная магнитная проницаемость стали.

При глубоком насыщении стали сердечника ($B > B_0 \approx 2$ Тл по рис. 3) можно принять $\mu = 1$, т.е. $\alpha = \mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$.

В компьютерной расчетной модели учитываются все обмотки, но при аналитических расчетах учтем лишь обмотку высшего напряжения, так как наибольшие броски тока возникают при коммутациях ненагруженных трансформаторов. Пусть W – число витков полуобмотки стороны ВН трансформатора, которая включается под напряжение.

Записав и решив в операторной форме систему уравнений, описывающую трансформатор рис. 1, и далее перейдя к оригиналам, можно найти максимальное значение броска тока в двух полуобмотках трансформатора, соединенных параллельно, достигаемое при синусоидальном приложенном к трансформатору со стороны сети напряжении $e(t) = E_m \sin \omega t$ в момент $\omega t = \pi$:

$$I_M = 2 \left\{ \left[\frac{2E_m}{\omega(n + 2L_{\text{ПИТ}})} - \frac{m}{(n + 2L_{\text{ПИТ}})} \right] + \frac{WB_C(0)S_C}{(n + 2L_{\text{ПИТ}})} \right\}, \quad (6)$$

$$\text{где } n = W \cdot x \left[\mu_0 S_C + \mu_0 \frac{l_C}{l_{CS}} S_{CS} \right],$$

$$m = W \left\{ y \left[\mu_0 S_C + \mu_0 \frac{l_C}{l_{CS}} S_{CS} \right] + B_0 S_C \right\},$$

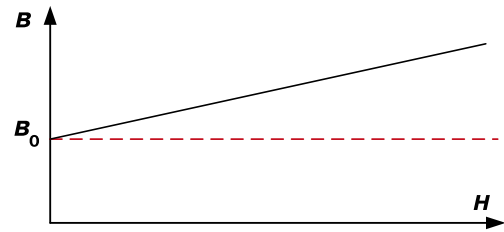
$$x = \frac{W \left[\frac{S_N}{l_N} + \frac{S_{NS}}{l_{NS}} + \frac{S_M}{l_M} + \frac{S_{MS}}{l_{MS}} \right]}{l_C \left[\frac{S_N}{l_N} + \frac{S_{NS}}{l_{NS}} + \frac{S_M}{l_M} + \frac{S_{MS}}{l_{MS}} + \frac{S_C}{l_C} + \frac{S_{CS}}{l_{CS}} \right]},$$

$$y = \frac{B_0 [S_N + S_M - S_C]}{\mu_0 l_C \left[\frac{S_N}{l_N} + \frac{S_{NS}}{l_{NS}} + \frac{S_M}{l_M} + \frac{S_{MS}}{l_{MS}} + \frac{S_C}{l_C} + \frac{S_{CS}}{l_{CS}} \right]}$$

Коэффициент n , по сути, представляет собой индуктивность одной полуобмотки трансформатора (индуктивность двух включенных параллельно полуобмоток будет в два раза ниже):

Аппроксимация зависимости $B(H)$

Рис. 3 ■



$$L = n = W^2 \mu_0 \frac{(S_C + S_{CS} \frac{l_C}{l_{CS}})}{l_{\text{ЭКВ}}},$$

где некоторая эквивалентная длина $l_{\text{ЭКВ}}$ равна:

$$l_{\text{ЭКВ}} = l_C \left[1 + \frac{\frac{S_C + S_{CS}}{l_C + l_{CS}}}{\frac{S_N}{l_N} + \frac{S_{NS}}{l_{NS}} + \frac{S_M}{l_M} + \frac{S_{MS}}{l_{MS}}} \right].$$

В [6] можно видеть следующее выражение для оценки броска намагничивающего тока обмотки:

$$I_M = \frac{U_{\text{ПИТ}} \sqrt{2}}{\sqrt{3}} \cdot \frac{K_B}{X_{\text{ПИТ}} + X_S},$$

или для двух параллельных «полуобмоток» трансформатора рассматриваемой нами конструкции:

$$I_M = \frac{U_{\text{ПИТ}} \sqrt{2}}{\sqrt{3}} \cdot \frac{K_B}{X_{\text{ПИТ}} + 0,5X_S}, \quad (7)$$

где $U_{\text{ПИТ}}$ – действующее значение линейного напряжения питающей сети;

$X_{\text{ПИТ}}$ – внутреннее индуктивное сопротивление питающей сети;

$K_B = 2 - (B_0 - B_C(0)) / B_{\text{НОМ}}$;

B_0 – индукция насыщения стали (рис. 3) ($B_0 = 2$ Тл);

$B_C(0)$ – остаточная индукция в стержне трансформатора ($B_C(0) = 1,67$ Тл);

$B_{\text{НОМ}}$ – номинальная индукция в стержне трансформатора;

X_S – индуктивное сопротивление обмотки без учета стали («свободной обмотки без стали»), определяемое выражением:

$$X_S = \omega \frac{\mu_0 W^2 \pi \left(D_{\text{ВНУТР}} + \frac{2}{3} a \right)^2}{4H_S},$$

где H_S – условная высота обмотки (высота окна магнитопровода);

$D_{\text{ВНУТР}}$ – внутренний диаметр обмотки;

a – радиальный размер обмотки (ее толщина).

Таблица 1. Сравнительные характеристики конструкции трансформатора ОДЦ-417000/500/24 и трансформатора из [1]

Трансформатор	$S_N = S_M, \text{ м}^2$	$l_N, \text{ м}$	$l_M, \text{ м}$	$W, \text{ ед.}$
ОДЦ-417000/500/24	0,63	7,16	2,25	703
Данные [1]	0,695	6,03	4,69	497

Таблица 2. Результаты компьютерных и аналитических расчетов бросков намагничивающего тока в трансформаторах ОДЦ-417000/500/24.

Исходные данные		Бросок тока в трансформаторе, кА		
$L_{\text{пит}}(X_{\text{пит}}), \text{ Гн(Ом)}$	$B_c(0), \text{ Тл}$	формула (6)	формула (7)	ЕМТР
0 (0)	0	3,94	3,55	3,32
	2	10,64	8,84	8,83
0,143 (45)	0	2,52	2,42	2,33
	2	6,82	6,03	6,06

Таблица 3. Результаты экспериментальных исследований бросков тока (А) в блочных трансформаторах типа ОДЦ-417000/500/24 трансформаторах Тяньваньской АЭС

Фазы	Включение Т-1			Включение Т-2			Включение Т-1 после замены фазы на резервную		
	1	2	3	1	2	3	1	2	3
А	780	1069	2256	3383	629	429	3876	—	503
В	837	551	3750	1812	1235	—	2239	—	635
С	1362	729	2012	1615	610	—	4816	—	317

СРАВНЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ КОМПЬЮТЕРНОГО И АНАЛИТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ТРАНСФОРМАТОРА ДЛЯ КОММУТАЦИИ ВКЛЮЧЕНИЯ

Как уже указывалось, в публикации [1] изложены результаты экспериментального измерения индуктивностей L_{NS}, L_{MS} на трехфазном пятистержневом трансформаторе 400 кВ мощностью 370 МВА. Измерения выполнены при сильном насыщении стали магнитной системы. Данные из [1] было необходимо несколько скорректировать с учетом небольших отличий по длине и сечению участков магнитной цепи (стержни N и M), а также отличий в числе витков обмотки ВН (табл. 1).

В [1] значения индуктивностей рассеяния определены как $L_{NS}^* = 0,609 \text{ Гн}$, $L_{MS}^* = 1,602 \text{ Гн}$. Магнитное сопротивление R и индуктивность L стержня связаны выражением:

$$R = \frac{l}{\mu_0 S} = \frac{W^2}{L},$$

где l, S – длина и сечение участка магнитной цепи (в предположении, что напряженность магнитного поля постоянна по сечению этого участка);

W – число витков обмотки.

На основе данных табл. 1 определим:

$$R_{NS}^* = \frac{W^2}{L} = \frac{497^2}{0,609} = 4,06 \cdot 10^5,$$

$$R_{MS}^* = \frac{W^2}{L} = \frac{497^2}{1,602} = 1,54 \cdot 10^5.$$

Так как магнитное сопротивление пропорционально длине l , то для трансформатора ОДЦ-417000/500/24 можно принять:

$$R_{NS}^* = 4,06 \cdot 10^5 \cdot \frac{7,16}{6,03} = 4,89 \cdot 10^5,$$

$$R_{MS}^* = 1,54 \cdot 10^5 \cdot \frac{2,25}{4,69} = 0,74 \cdot 10^5,$$

откуда искомые эквивалентные геометрические характеристики воздушных стержней трансформатора ОДЦ-417000/500/24 будут:

$$\frac{S_{NS}}{l_{NS}} = \frac{1}{\mu_0 R_{NS}} = 1,63,$$

$$\frac{S_{MS}}{l_{MS}} = \frac{1}{\mu_0 R_{MS}} = 10,75.$$

Для геометрических размеров реального трансформатора ОДЦ-417000/500/24:

$$l_N = 7,16 \text{ м}, l_M = 2,25 \text{ м}, l_C = 3,99 \text{ м}, l_{CS} = 3,34 \text{ м},$$

$$S_M = S_N = 0,63 \text{ м}^2, S_C = 1,22 \text{ м}^2, S_{CS} = 1,92 \text{ м}^2,$$

$$H_S = l_{CS} = 3,34 \text{ м}, D_{\text{ВНУТР}} = 1,84 \text{ м}, a = 0,32 \text{ м}$$

получим при $B_0 = 2 \text{ Тл}$, $B_{\text{НОМ}} = 1,67 \text{ Тл}$, $U_{\text{ПИТ}} = 525 \text{ кВ}$,

$E_M = U_{\text{ПИТ}} \cdot \sqrt{2} / \sqrt{3} = 428 \text{ кВ}$, $\omega = 314 \text{ рад/с}$ результаты, приведенные в табл. 2.

Отличие в величинах бросков тока в табл. 2, определенных различными способами, объясняется, главным образом, различием в представлении кривой намагничивания, которая для (6) и (7) принята в соответствии с рис.3, а в ЕМТР учтена по данным завода-изготовителя до рабочих значений индукций и продолжена линейно после индукции насыщения. Кроме того, формулы (6) и (7) справедливы для однофазного трансформатора, тогда как в ЕМТР моделировалась трехфазная группа однофазных трансформаторов, т.е. было учтено влияние на процессы замкнутого тореугольника обмоток НН.

Данные табл. 2 свидетельствуют о существенной зависимости величины бросков тока намагничивания от мощности питающей системы и от исходного состояния магнитной системы трансформатора (остаточной индукции).

На рис. 4–5 приведены расчетные осциллограммы фазных токов при включении ненагруженной трехфазной группы однофазных трансформаторов ОДЦ-417000/500/24 по схеме рис. 6. Результаты этих расчетов приведены в табл. 2 (столбец «ЕМТР»).

СРАВНИТЕЛЬНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ НАТУРНОГО ЭКСПЕРИМЕНТА И КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Сравним результаты компьютерного и аналитического моделирования табл. 2 с экспериментальными данными, полученными китайскими специалистами на Тяньваньской АЭС (Китай) в схеме, приведенной на рис. 6.

Трехфазная группа ненагруженных однофазных трансформаторов ОДЦ-417000/500/24 (блочные трансформаторы АЭС) многократно коммутировалась выключателем В1. Эксперименты, результаты которых приведены в табл. 3, проводились с блочными трансформаторами АЭС (Т-1, Т-2), и с резервной фазой. Суммарное внутреннее индуктивное сопротивление системы и продольное индуктивное сопротивление ВЛ 500 кВ длиной 180 км можно оценить в 45 Ом (значение указано на частоте 50 Гц).

Из табл. 3 видно, что максимальное зафиксированное в ограниченной серии экспериментов значение броска намагничивающего тока составляет 4,8 кА, т.е., учитывая сложность процессов, неплохо совпадает с результатами компьютерного моделирования максимально возможных бросков тока (табл. 2, значение 6,06 кА). Если бы число экспериментов не ограничилось указанными в табл. 3, то были бы зафиксированы броски тока с максимальным значением и более 4,8 кА, т.е. еще ближе к результатам компьютерного моделирования.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. В процессе работы рассмотрены принципы моделирования переходных процессов в трансформаторе при произвольной схеме его электрической и магнитной цепей.

2. Предложенные принципы опробованы при моделировании трехфазной группы однофазных трансформаторов ОДЦ-417000/500/24, для которой, в частности, получены броски намагничивающего тока, неплохо согласующиеся с экспериментальными данными.

– Исследования бросков показали, что в случае включения холостого трансформатора, в магнитной системе которого имеется

остаточная индукция, в ряде случаев могут возникать значительные броски тока намагничивания. Величина этих бросков тока существенно зависит от моментов коммутации и от параметров внешней по отношению к трансформатору сети – главным образом, от ее эквивалентного индуктивного сопротивления.

– Например, броски тока намагничивания трансформатора ОДЦ-417000/500/24 при его включении на холостой ход в зависимости от параметров внешней сети 500 кВ могут достигать величины 9–11 кА, т.е. могут вплотную приближаться к амплитуде периодической составляющей тока обмотки ВН в опыте трехфазного короткого замыкания. Близость максимальных бросков тока к токам трехфазного короткого замыкания подтверждается моделированием целого ряда силовых трансформаторов, данные по которым здесь не приводятся.

– В отличие от токов КЗ, броски намагничивающего тока могут длительно (многократно) воздействовать на обмотки трансформаторов вследствие малого затухания переходного процесса в магнитной системе трансформатора (рис. 4–5).

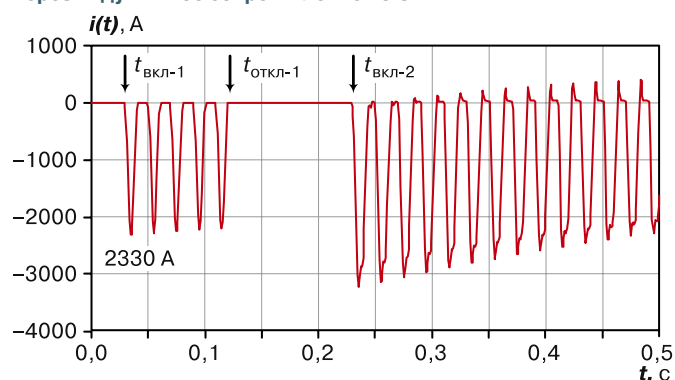
– Если в процессе эксплуатации предполагается частая коммутация трансформатора, то требуется проверка динамической стойкости его обмоток к воздействиям намагничивающих токов. Проверка динамической стойкости обмоток трансформатора к токам КЗ вряд ли является достаточной.

ЛИТЕРАТУРА

1. С.М. Arturi. «Transient simulation and analysis of a three-phase five-limb step-up transformer following an out-of-phase synchronization», IEEE Transaction on Power Delivery, vol. 6, № 1, Jan. 1991, pp.196–207.
2. Евдокунин Г.А., Коршунов Е.В. и др. Метод расчета на ЭВМ электромагнитных переходных процессов в ферромагнитных устройствах с произвольной структурой магнитной и электрической цепей // Электротехника. – 1991. – № 2. – С. 56–59.
3. Xusheng Chen, SS. Venkata. «A three-phase three-winding core-type transformer model for low-frequency transient studies», IEEE Transaction on Power Delivery, vol.12, №2, April 1997, pp.775–782.
4. EMTP Rule book and EMTP Theory book. Bonneville Power Administration, Branch of System Engineering. Portland, Oregon 97208-3621, United States of America (www.emtp.org).
5. E.C. Cherry. «The duality between interlinked electric and magnetic circuits and the formulation of transformer equivalent circuits», Proceedings of the physical society, Part 62, Febr. 1949, pp. 101–110.
6. «Электродинамическая стойкость трансформаторов и реакторов при коротких замыканиях». Составитель и научный руководитель А.И. Лурье – М.: «Знак», 2005, 520 стр.

Расчетная осциллограмма тока фазы «А» трехфазной группы трансформаторов ОДЦ-417000, двукратно коммутируемой на сеть 500 кВ через индуктивное сопротивление 45 Ом

Рис. 4 ■



Расчетная осциллограмма тока фазы «С» трехфазной группы трансформаторов ОДЦ-417000, двукратно коммутируемой на сеть 500 кВ через индуктивное сопротивление 45 Ом

Рис. 5 ■

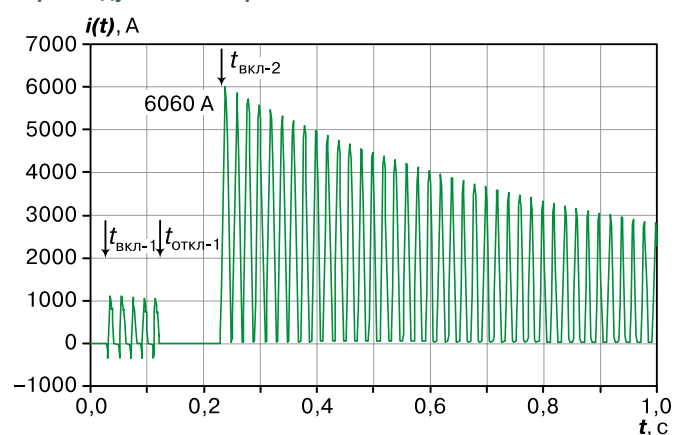


Схема эксперимента в сети 500 кВ на Тяньваньской АЭС (Китай)

Рис. 6 ■

