Моделирование переходных процессов в электрической сети, содержащей трансформаторы при учете конфигурации их магнитной системы

к.т.н. Дмитриев М.В. (ЗАО «Завод энергозащитных устройств») д.т.н. Евдокунин Г.А (СПбГПУ)

Введение

В последнее десятилетие значительно возрос научный интерес к развитию детального моделирования силовых трансформаторов (особенно для высших классов напряжения) для создания их уточненных компьютерных моделей на основе учета реальной конфигурации и размеров их магнитной системы [1-3 и др.]

Создание таких моделей предназначено для анализа различных переходных процессов в электрических системах, одним из которых является бросок намагничивающего тока трансформатора при коммутационных операциях с ним. 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 включении трансформатора в неблагоприятный момент времени и при наличии в его 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, среди которых:

- ток среза выключателя;
- потери холостого хода трансформатора (соотношение активной и индуктивной составляющих тока холостого хода трансформатора)
- исходный режим трансформатора, например:
 - ✓ установившийся режим холостого хода, когда в токе выключателя отсутствует апериодическая составляющая, а периодическая составляет единицы ампер;
 - ✓ неустановившийся режим холостого хода, когда в токе выключателя присутствует и апериодическая, и периодическая составляющие, причем обе они могут быть значительной величины из-за неудачного момента (фазового угла напряжения сети) включения трансформатора на холостой ход.

В трехфазном трансформаторе на величину остаточной индукции в магнитных системах фаз помимо рассмотренных факторов влияние оказывает замкнутый треугольник обмоток низшего напряжения (НН), а также неодновременность отключения фаз трансформатора. Целью работы является моделирование магнитной системы трансформатора и определение бросков намагничивающего тока.

1. Подробное компьютерное моделирование

Одной из первых программ, специально созданной для подробного моделирования магнитной системы трансформаторов, является программа NRAST, разработанная на кафедре "Электрические системы и сети" Санкт-Петербургского государственного политехнического университета [2]. Еще одним программным комплексом, с использованием которого можно подробно моделировать магнитные системы, является канадско-американский комплекс EMTP [4] (Electromagnetic Transients Program). Так как EMTP – это широко используемый инженерами различных стран современный инструмент при расчетах переходных процессов, то для решения поставленных в работе целей использовался именно этот комплекс. Для анализа переходных процессов при любой схеме магнитной и электрической цепей трансформатора программный комплекс EMTP был дополнен алгоритмом, разработанным нами в [2].

В ЕМТР на каждом шаге расчета по времени уравнения трансформатора решаются совместно с уравнениями, характеризующими внешнюю по отношению к трансформатору сеть. Совместное решение уравнений электрической и магнитной цепи [2] является основным принципом расчета процессов в схемах, содержащих устройства с самой разнообразной структурой соединения обмоток и магнитной цепи.

Пусть имеется N_1 обмоток и N_2 магнитных стержней. Под магнитным стержнем будем понимать элементарный участок магнитопровода, характеризующийся сечением и длиной, в пределах которого магнитный поток в данный момент времени одинаков по всей длине и сечению магнитного стержня. Тогда, применив законы Кирхгофа для электрической и магнитной цепей для обмотки k и магнитного стержня j, в мгновенных значениях можно записать систему уравнений:

$$u_{k} = i_{k}r_{k} + \sum_{p=1}^{N_{2}} \Phi_{p}^{'} \cdot W_{kp} - e_{k};$$

$$u_{j} = -H_{j}l_{j} + \sum_{p=1}^{N_{1}} i_{p} \cdot W_{jp};$$

$$H_{j} = f(B_{j});$$

$$\Phi_{j} = B_{j}S_{j},$$

где u_k – разность потенциалов на зажимах обмотки k; i_k – значение тока обмотки k; r_k – активное сопротивление обмотки k; e_k – источник эдс обмотки k (например, для магнитно-вентильного управляемого реактора); u_j – разность магнитных потенциалов на концах намагниченного стержня j; H_j – напряженность магнитного поля магнитного стержня j; l_j – длина магнитного стержня j; S_j – сечение магнитного стержня j; B_j – магнитная индукция магнитного стержня j; Φ_p – производная магнитного потока стержня p по времени; W_{mn} – число витков обмотки *m*, охватывающих магнитный стержень *n*.

Расчет электромагнитных переходных процессов целесообразно свести к задаче расчета на каждом шаге интегрирования системы линейных алгебраических уравнений. Поэтому приведенная выше система, содержащая в том числе дифференциальные уравнения, должна быть линеаризована.

Уравнение участка электрической цепи (первое уравнение исходной системы) примет вид

$$u_{k}^{n+1} = i_{k}^{n+1} r_{k} + \sum_{p=1}^{N_{2}} \left(\Phi_{p} \right)^{n+1} \cdot W_{kp} - e_{k}^{n+1}$$

Напряженность магнитного поля в стержне может быть вычислена с использованием формулы интегрирования неявного метода Эйлера

$$H_{j}^{n+1} = H_{j}^{n} + (H_{j}^{-})^{n+1} \cdot \Delta T,$$

$$\Gamma \exists e \left(H_{j}^{-}\right)^{n+1} = \frac{dH_{j}}{dt} \bigg|_{n+1} \approx \frac{\partial H_{j}}{\partial B_{j}} \bigg|_{n} \cdot \frac{\partial B_{j}}{dt} \bigg|_{n+1} = \frac{\partial H_{j}}{\partial B_{j}} \bigg|_{n} \cdot \frac{\partial \Phi_{j}}{dt} \bigg|_{n+1} \cdot \frac{1}{S_{j}}.$$

Тогда

$$H_{j}^{n+1}l_{j} = H_{j}^{n}l_{j} + (H_{j}l_{j})^{n+1} \cdot \Delta T = H_{j}^{n}l_{j} + [(\Phi_{j})^{n+1} \cdot \Delta T] \cdot r_{j}^{n+1},$$

где $r_j^{n+1} = \frac{\partial H_j}{\partial B_j} \bigg|_n \cdot \frac{l_j}{S_j}$ – магнитное сопротивление магнитного стержня *j*, которое

на шаге n+1 интегрирования можно принять постоянным, вычисленным на шаге n по известным значениям H_j^n , B_j^n , $\frac{\partial H_j}{\partial B_j}\Big|_n$, ΔT – шаг интегрирования.

С учетом линеаризации и введенных обозначений уравнение магнитного стержня (второе уравнение исходной системы) примет вид, аналогичный уравнению участка электрической цепи

$$u_{j}^{n+1} = \left[-\left(\Phi_{j}^{'} \right)^{n+1} \cdot \Delta T \right] \cdot r_{j}^{n+1} + \sum_{p=1}^{N_{1}} i_{p} \cdot W_{jp} - H_{j}^{n} l_{j} .$$

Магнитный поток можно найти, используя формулу интегрирования неявного метода Эйлера

$$\Phi_j^{n+1} = \Phi_j^n + \left(\Phi_j^{n+1} \cdot \Delta T\right).$$

После линеаризации исходная система уравнений примет следующий вид (для трансформатора и автотрансформатора $e_k = 0$)

$$B_j^{\ n} = \Phi_j^{\ n} / S_j \tag{1.1}$$

$$H_j^{\ n} = f\left(B_j^{\ n}\right) \tag{1.2}$$

$$r_{j}^{n+1} = \frac{\partial H_{j}}{\partial B_{j}} \left|_{n} \cdot \frac{l_{j}}{S_{j}}\right|$$
(1.3)

$$u_k^{n+1} = i_k^{n+1} r_k + \sum_{p=1}^{N_2} \left(\Phi_p^{-} \right)^{n+1} \cdot W_{kp} - e_k^{n+1}$$
(1.4)

$$u_{j}^{n+1} = \left[-\left(\Phi_{j}^{'} \right)^{n+1} \cdot \Delta T \right] \cdot r_{j}^{n+1} + \sum_{p=1}^{N_{1}} i_{p}^{n+1} \cdot W_{jp} - H_{j}^{n} l_{j}$$
(1.5)

$$\Phi_{j}^{n+1} = \Phi_{j}^{n} + \left(\Phi_{j}^{n}\right)^{n+1} \cdot \Delta T .$$
(1.6)

Алгоритм расчета с использованием приведенных уравнений таков:

- 1. задается начальное состояние магнитной системы в виде набора значений потоков Φ_i и их производных Φ_i в стержнях;
- 2. задается приложенное к обмоткам со стороны сети напряжение u_k ;
- 3. с использованием (1.1) определяется B_i^{n} ;
- 4. с использованием (1.2) определяется $\frac{\partial H_j}{\partial B_j}\Big|_n$ при $B_j = B_j^n$;
- 5. с использованием (1.3) определяется r_i^{n+1} ;
- 6. решается система уравнений (1.4)-(1.5) и определяются i_k^{n+1} , $(\Phi_i)^{n+1}$;
- 7. с использованием (1.6) определяется Φ_i^{n+1} ;
- 8. с использованием найденных значений Φ_j^{n+1} и $(\Phi_j)^{n+1}$ вновь выполняется пункт 2 алгоритма и так далее.

В зарубежных публикациях при моделировании переходных процессов в трансформаторе, например [3], как правило, используется принцип дуальности магнитных и электрических цепей [5].

2. Аналитическое моделирование

В качестве примера рассмотрим однофазный трансформатор ОДЦ-417000/500/24, схема магнитной цепи которого приведена на рис.1. При аналитических расчетах учтем лишь обмотку высшего напряжения (BH), так как наибольшие броски тока возникают при включениях ненагруженных трансформаторов. Обмотка ВН фазы трансформатора состоит из двух одинаковых параллельных полуобмоток, расположенных на двух стержнях и намотанных встречно. Обозначения и направления магнитных потоков указаны на рис.1.

С использованием схемы рис.1 несложно получить аналитические выражения, которые позволят оценить величины бросков тока при включении трансформатора на холостой ход.



Рис.1. Схема магнитной цепи однофазного трансформатора стержневой конструкции, предназначенная для анализа бросков намагничивающего тока при включении трансформатора на холостой ход.

Аппроксимация зависимости B(H) для магнитных стержней приведена на рис.2, в условиях которого имеем $B = B_0 + \alpha H$, где $\alpha = \mu \mu_0$, $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ – абсолютная магнитная проницаемость вакуума, μ – относительная магнитная проницаемость стали.



Рис.2. Аппроксимация зависимости B(H).

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

Магнитная цепь имеет число узлов n = 4 (жирные точки), следовательно, по 1-му закону Кирхгофа имеем n-1=3 уравнений относительно потоков (входящие в узел потоки идут со знаком «+», а выходящие со знаком «-»):

$$(\Phi_{N} + \Phi_{NS1} + \Phi_{NS2} + \Phi_{NS3}) + (\Phi_{M} + \Phi_{MS1} + \Phi_{MS2}) - \Phi_{C} - \Phi_{A} = 0, \Phi_{D} + \Phi_{E} - (\Phi_{M} + \Phi_{MS1} + \Phi_{MS2}) - (\Phi_{P} + \Phi_{PS1} + \Phi_{PS2} + \Phi_{PS3}) = 0, (\Phi_{P} + \Phi_{PS1} + \Phi_{PS2} + \Phi_{PS3}) + (\Phi_{K} + \Phi_{KS1} + \Phi_{KS2}) - \Phi_{D} - \Phi_{E} = 0.$$

После условного объединения потоков рассеяния, имеем

$$(\Phi_N + \Phi_{NS}) + (\Phi_M + \Phi_{MS}) - \Phi_C - \Phi_A = 0, \Phi_D + \Phi_E - (\Phi_M + \Phi_{MS}) - (\Phi_P + \Phi_{PS}) = 0, (\Phi_P + \Phi_{PS}) + (\Phi_K + \Phi_{KS}) - \Phi_D - \Phi_E = 0.$$

Из условий симметрии следует:

$$\begin{split} \Phi_{\scriptscriptstyle N} = \Phi_{\scriptscriptstyle P} \,, \quad \Phi_{\scriptscriptstyle M} = \Phi_{\scriptscriptstyle K} \,, \quad \Phi_{\scriptscriptstyle C} = \Phi_{\scriptscriptstyle D} \,, \quad \Phi_{\scriptscriptstyle A} = \Phi_{\scriptscriptstyle E} \,, \\ \Phi_{\scriptscriptstyle NS} = \Phi_{\scriptscriptstyle PS} \,, \quad \Phi_{\scriptscriptstyle MS} = \Phi_{\scriptscriptstyle KS} \end{split}$$

и вместо исходной системы имеем:

$$(\Phi_{N} + \Phi_{NS}) + (\Phi_{M} + \Phi_{MS}) - \Phi_{C} - \Phi_{A} = 0, \qquad (2.1)$$

Число ветвей магнитной системы m = 6 (без учета воздушных стержней) и, следовательно, по 2-му закону Кирхгофа имеем m - (n-1) = 3 уравнения:

$$H_N l_N + H_C l_C = IW, \qquad (2.2)$$

$$H_{M}l_{M} = H_{N}l_{N} = H_{MS}l_{MS} = H_{NS}l_{NS}, \qquad (2.3)$$

$$H_c l_c = H_A l_A, \tag{2.4}$$

В полученной системе уравнений: H_i – напряженности магнитного поля в соответствующих стержнях и ярмах (i = N, C, M, D, P, K, A, E), l_i – средние длины магнитных силовых линий между четырьмя узлами, показанными на рис.1, W – число витков обмотки трансформатора, которая включается под напряжение, I – ток в одной полуобмотке.

Уравнение внешней по отношению к трансформатору сети для простейшего случая приложения к обмоткам напряжения u(t) имеет вид

$$U = pW(\Phi_A + \Phi_C) - W(\Phi_A(0) + \Phi_C(0)), \qquad (2.5)$$

где $\Phi_A(0)$, $\Phi_C(0)$ – начальные значения потоков в стержнях A и C. Можно принять $\Phi_A(0) = B_A(0)S_A$, $\Phi_C(0) = B_C(0)S_C$.

Полученная система уравнений записана в операторной области, т.е. позволяет рассчитывать процессы в трансформаторе при приложении к его обмотке ВН со стороны питающей сети напряжения произвольной формы.

Добавим уравнения, связывающие потоки и индукции:

$$\Phi_{N} = \left(\frac{B_{0}}{p} + \mu_{0}H_{N}\right)S_{N}, \qquad (2.6)$$

$$\Phi_{NS} = \mu_0 H_{NS} S_{NS}, \qquad (2.7)$$

$$\Phi_M = \left(\frac{B_0}{p} + \mu_0 H_M\right) S_M, \qquad (2.8)$$

$$\Phi_{MS} = \mu_0 H_{MS} S_{MS} , \qquad (2.9)$$

$$\Phi_c = \left(\frac{B_0}{p} + \mu_0 H_c\right) S_c, \qquad (2.10)$$

$$\Phi_A = \mu_0 H_A S_A \,. \tag{2.11}$$

Потоки из (2.6)-(2.11) подставляем в (2.1)

$$\mu_0 H_A S_A + \left(\frac{B_0}{p} + \mu_0 H_C\right) S_C = \left(\frac{B_0}{p} + \mu_0 H_N\right) S_N + \mu_0 H_{NS} S_{NS} + \left(\frac{B_0}{p} + \mu_0 H_M\right) S_M + \mu_0 H_{MS} S_{MS}.$$

Из (2.2)-(2.4) выражаем все напряженности через напряженность магнитного поля стержня С

$$H_{N} = \frac{IW - H_{c}l_{c}}{l_{N}},$$

$$H_{NS} = \frac{IW - H_{c}l_{c}}{l_{NS}},$$

$$H_{M} = \frac{IW - H_{c}l_{c}}{l_{M}},$$

$$H_{MS} = \frac{IW - H_{c}l_{c}}{l_{MS}},$$

$$H_{A} = \frac{H_{c}l_{c}}{l_{A}}.$$

Полученные напряженности подставляем в (2.1) и находим

$$H_{c} = \frac{I \cdot \mu_{0} W \left[\frac{S_{N}}{l_{N}} + \frac{S_{NS}}{l_{NS}} + \frac{S_{M}}{l_{M}} + \frac{S_{MS}}{l_{MS}} \right] + \frac{B_{0}}{p} [S_{N} + S_{M} - S_{C}]}{\mu_{0} l_{c} \left[\frac{S_{N}}{l_{N}} + \frac{S_{NS}}{l_{NS}} + \frac{S_{M}}{l_{M}} + \frac{S_{MS}}{l_{MS}} + \frac{S_{A}}{l_{A}} + \frac{S_{C}}{l_{C}} \right]},$$

ИЛИ

$$H_{c} = xI + \frac{y}{p},$$
где обозначено $x = \frac{W\left[\frac{S_{N}}{l_{N}} + \frac{S_{NS}}{l_{NS}} + \frac{S_{M}}{l_{M}} + \frac{S_{MS}}{l_{MS}}\right]}{l_{c}\left[\frac{S_{N}}{l_{N}} + \frac{S_{NS}}{l_{NS}} + \frac{S_{M}}{l_{M}} + \frac{S_{MS}}{l_{MS}} + \frac{S_{A}}{l_{A}} + \frac{S_{C}}{l_{C}}\right]},$
 $y = \frac{B_{0}[S_{N} + S_{M} - S_{C}]}{\mu_{0}l_{c}\left[\frac{S_{N}}{l_{N}} + \frac{S_{M}}{l_{M}} + \frac{S_{MS}}{l_{MS}} + \frac{S_{A}}{l_{A}} + \frac{S_{C}}{l_{C}}\right]}.$

H3 (2.5) c yuerom (2.10)-(2.11)
 $U = pW\left[\mu_{0}H_{A}S_{A} + \left(\frac{B_{0}}{p} + \mu_{0}H_{C}\right)S_{C}\right] - W[\Phi_{A}(0) + \Phi_{C}(0)],$
 $U = pWH_{c}\left[\mu_{0}\frac{l_{C}}{l_{A}}S_{A} + \mu_{0}S_{C}\right] + WB_{0}S_{C} - W[\Phi_{A}(0) + \Phi_{C}(0)],$
HDM $B_{c}(0) = 0$ $B_{c}(0) \neq 0$

при $B_A(0) = 0$, $B_C(0) \neq 0$

$$U = pW\left[xI + \frac{y}{p}\right] \cdot \left[\mu_0 \frac{l_c}{l_A} S_A + \mu_0 S_C\right] + WB_0 S_c - WB_c(0)S_c,$$
$$U = pIn + m - WB_c(0)S_c,$$
$$TAE \ n = Wx\left[\mu_0 \frac{l_c}{l_A} S_A + \mu_0 S_C\right], \ m = W\left\{y\left[\mu_0 \frac{l_c}{l_A} S_A + \mu_0 S_C\right] + B_0 S_C\right\}.$$

В последнем выражении положим, что трансформатор подключается к сети с напряжением e(t) через индуктивность L_{IIIIT} , т.е. $U = E - (pL_{IIIIT}) \cdot (2I)$, где I(0) = 0. Тогда операторное изображение тока полуобмотки

$$I = \left(\frac{E}{p(n+2L_{\Pi HT})} - \frac{m}{p(n+2L_{\Pi HT})}\right) + \frac{WB_{C}(0)S_{C}}{p(n+2L_{\Pi HT})},$$

оригинал которого при синусоидальном приложенном к трансформатору со стороны сети напряжении $e(t) = E_M \sin \omega t$

$$i(t) = \left[\frac{E_M}{\omega(n+2L_{\Pi HT})} (1-\cos\omega t) - \frac{m}{(n+2L_{\Pi HT})}\right] + \frac{WB_C(0)S_C}{(n+2L_{\Pi HT})}.$$
(2.12)

В выражении (2.12) максимальное значение броска тока в полубомотке трансформатора будет достигнуто при условии $\omega t = \pi$, $\cos \omega t = -1$ и составит

$$I_{M} = \left[\frac{2E_{M}}{\omega(n+2L_{\text{THAT}})} - \frac{m}{(n+2L_{\text{THAT}})}\right] + \frac{WB_{C}(0)S_{C}}{(n+2L_{\text{THAT}})}$$

а в двух полуобмотках, соединенных параллельно:

$$I_{M} = 2\left\{\left[\frac{2E_{M}}{\omega(n+2L_{\Pi HT})} - \frac{m}{(n+2L_{\Pi HT})}\right] + \frac{WB_{C}(0)S_{C}}{(n+2L_{\Pi HT})}\right\}.$$
(2.13)

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

$$L = n = W^{2} \mu \mu_{0} \frac{\left(S_{C} + S_{A} \frac{l_{C}}{l_{A}}\right)}{l_{\Im KB}},$$

где некоторая эквивалентная длина $l_{_{\Im K\!B}}$ равна

$$l_{\Im KB} = l_{C} \left[1 + \frac{\frac{S_{C}}{l_{C}} + \frac{S_{A}}{l_{A}}}{\frac{S_{N}}{l_{N}} + \frac{S_{NS}}{l_{NS}} + \frac{S_{M}}{l_{M}} + \frac{S_{MS}}{l_{MS}}} \right]$$

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

$$I_{M} = \frac{U_{IIIIT}\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \cdot \frac{K_{B}}{X_{IIIT} + X_{S}}$$

или для двух параллельных полуобмоток трансформатора рассматриваемой нами конструкции

$$I_{M} = \frac{U_{IIIIT} \sqrt{2}}{\sqrt{3}} \cdot \frac{K_{B}}{X_{IIIIT} + 0.5X_{S}},$$
(2.14)

где U_{IIIIT} – действующее значение линейного напряжения питающей сети; X_{IIIIT} – внутреннее индуктивное сопротивление питающей сети; $K_B = 2 - (B_0 - B_C(0))/B_{HOM}$; B_0 – индукция насыщения стали (рис.2) ($B_0 = 2$ Тл); $B_C(0)$ – остаточная индукция в стержне трансформатора ($B_C(0)=1.67$ Тл); B_{HOM} – номинальная индукция в стержне трансформатора; X_s – индуктивное сопротивление обмотки без учета стали («свободной обмотки без стали»), определяемое выражением

$$X_{s} = \omega \frac{\mu_{0} W^{2} \pi \left(D_{BHVTP} + \frac{2}{3} a \right)^{2}}{4H_{s}},$$

в котором *H_s* – условная высота обмотки (высота окна магнитопровода), *D_{BHYTP}* – внутренний диаметр обмотки, *a* – радиальный размер обмотки (ее толщина).

3. Сравнение результатов компьютерного и аналитического моделирования

К сожалению, параметры (длину, сечение) воздушных стержней (индуктивностей рассеяния) невозможно определить из конструкции трансформатора, и остается прибегать лишь к специальным натурным экспериментам.

В публикации [1] изложены результаты экспериментального измерения этих индуктивностей на трехфазном пятистержневом трансформаторе 400 кВ мощностью 370 MBA. Измерения выполнены при сильном насыщении стали магнитной системы. Учитывая, что размеры магнитной системы и класс напряжения трансформатора из [1] и рассматриваемого нами близки друг другу, было решено использовать эти данные, несколько скорректировав их с учетом небольших отличий по длине и сечению параллельных «воздушным стержням» участков магнитной цепи (стержни N и M), а также отличий в числе витков обмотки BH (табл.1).

Таб	лица 1. Сравнительные хар	актеристики ко	энструкции тран	нсформатора О	ДЦ-
417	000/500/24 и трансформато	ра из [1].			
	Трансформатор	$S_N = S_M$, M	l_N , M	<i>l</i> _м , м	<i>W</i> , e

Трансформатор	$S_N = S_M$, м	l_N , M	l_M , M	<i>W</i> , ед.
ОДЦ-417000/500/24	0.63	7.16	2.25	703
данные [1]	0.695	6.03	4.69	497

В [1] значения индуктивностей рассеяния определены как $L_{NS}^{*} = 0.609$ Гн, $L_{MS}^{*} = 1.602$ 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, 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

$$\frac{S_{NS}}{l_{NS}} = \frac{1}{\mu_0 \cdot R_{NS}} = 1.63,$$
$$\frac{S_{MS}}{l_{MS}} = \frac{1}{\mu_0 \cdot R_{MS}} = 10.75.$$

Для геометрических размеров реального трансформатора ОДЦ-417000/500/24: $l_N = 7.16$ м, $l_C = 3.99$ м, $l_A = 3.34$ м, $l_M = 2.25$ м, $S_M = S_N = 0.63$ м², $S_C = 1.22$ м², $S_A = 3.14 - 1.22 = 1.92$ м², $H_S = l_A = 3.34$ м, $D_{BHVTP} = 1.84$ м, a = 0.32 м получим при $B_0 = 2$ Тл, $B_{HOM} = 1.67$ Тл, $U_{IIIIT} = 525$ кВ, $E_M = U_{IIIIT} \cdot \sqrt{2} / \sqrt{3} = 428$ кВ, $\omega = 314$ рад/с результаты, приведенные в табл.2.

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

Исходны	е данные	Бросок тока в трансформаторе, кА				
$L_{\text{пит}}(X_{\text{пит}}),$ $\Gamma_{\text{H}}(\text{Om})$	<i>B_C</i> (0), Тл	формула (2.13)	формула (2.14)	EMTP		
0 (0)	0	3.94	3.55	3.32		
0(0)	2	10.64	8.84	8.83		
0.142(45)	0	2.52	2.42	2.33		
0.145 (45)	2	6.82	6.03	6.06		

Отличие в величинах бросков тока в табл.2, определенных различными способами, объясняется, главным образом, различием в моделировании кривой намагничивания, которая в (2.14) принята в соответствии с выражением $B(H) = \mu_0 H$, в (2.13) принята согласно рис.2, в ЕМТР принята реальной (по данным завода-изготовителя, продолженной «линейно» после значения индукции насыщения). Кроме того, формулы (2.13) и (2.14) справедливы для однофазного трансформатора, тогда как в ЕМТР моделировалась трехфазная группа однофазных трансформаторов, т.е. было учтено влияние на процессы замкнутого треугольника обмоток HH.

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.3-4 приведены расчетные осциллограммы токов в холостом трансформаторе ОДЦ-417000/500/24, полученные в схеме рис.5 и иллюстрирующие данные табл.2. Как видно, намагничивающий ток холостого трансформатора затухает достаточно медленно.



Рис.3. Расчетная осциллограмма тока фазы А силового трансформатора ОДЦ-417000/500/24, двукратно коммутируемого на сеть 500 кВ через индуктивное сопротивление 45 Ом.



Рис.4. Расчетная осциллограмма тока фазы "С силового трансформатора ОДЦ-417000/500/24, двукратно коммутируемого на сеть 500 кВ через индуктивное сопротивление 45 Ом.

4. Результаты натурных экспериментов

Сравним результаты компьютерного и аналитического моделирования табл.2 с экспериментальными данными, полученными китайскими специалистами на Тяньваньской АЭС (Китай) в схеме, приведенной на рис.5.



Рис.5. Схема эксперимента в сети 500 кВ на Тяньваньской АЭС.

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

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

фазы	вкл	ючение	T-1	вкл	ючение	T-2	включение Т-1 после замены фазы на резервную		
№ включения	1	2	3	1	2	3	1	2	3
A	780	1069	2256	3383	629	429	3876	-	503
В	837	551	3750	1812	1235	-	2239	-	635
С	1362	729	2012	1615	610	-	4816	-	317

Из табл.3 видно, что максимальное зафиксированное в ограниченной серии экспериментов значение броска намагничивающего тока составляет 4.8 кА, т.е. неплохо совпадает с результатами компьютерного моделирования максимально возможных бросков тока (табл.2, значение 6.06 кА).

Заключение

В процессе работы рассмотрены некоторые принципы моделирования процессов в магнитной системе трансформатора произвольной конструкции. Предложенные модели были опробованы на примере группы трансформаторов ОДЦ-417000/500/24 известной конструкции, а полученные результаты неплохо согласуются с экспериментальными данными.

Расчеты 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.

Выводы:

- 1. Броски тока намагничивания трансформатора ОДЦ-417000/500/24 при его включении на холостой ход в зависимости от параметров внешней сети могут достигать величин 9-11 кА при длительном (многократном) воздействии этих токов на обмотку ВН трансформатора в одном включении (малое затухание переходного процесса).
- 2. Если в процессе эксплуатации предполагается частая коммутация трансформатора, то требуется проверка динамической стойкости обмотки к такого рода воздействиям.

Список литературы

- 1. C.M. 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, №2, 1991, стр.56-59.
- 3. Xusheng Chen, SS. Venkata. "A three-phase three-winding core-type transformer model for low-frequency transient studies", IEEE Transactionon 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 (<u>www.emtp.org</u>)
- 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.