

от размеров полос определяется распределением параметров поля в них в переходном режиме, и предположение о равномерном распределении плотности тока для расчета плотности усилий приводит к ложным результатам.

2. Для используемых сечений многополосных шинопроводов размер полос в направлении действия усилий мал, и коэффициент формы для них можно определять в допущении равномерного распределения плотности тока. Расчет усилий для пакетов с достаточно большим размером полос в направлении действия усилий (например, при расположении полос узкими гранями) необходимо проводить с учетом явлений поверхностного эффекта и эффекта близости переходного режима.

ЛИТЕРАТУРА

1. Герасимович Д. А., Носайрат Фаиз. Электромагнитные характеристики многополосных шинопроводов в переходных режимах // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). — 2001. — № 1. — С. 18—25.
2. Герасимович Д. А., Носайрат Фаиз. Электромагнитные характеристики шины прямоугольного профиля в переходных режимах // Энергетика... (Изв. высш. учеб. заведений и энерг. объединений СНГ). — 2000. — № 2. — С. 15 — 24.
3. Правила устройства электроустановок. — М.: Энергоатомиздат, 1987.
4. D w i g h t Н. В. Repulsion between strap conductors, Electr. — World, 1917. — V. 70. — P. 522 — 524.

Представлена кафедрой
электрических станций

Поступила 6.12.2000

УДК 621.316.925

УЧЕТ ПОТЕРЬ В МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЯХ СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ

Канд. техн. наук, доц. **НОВАШ И. В.**

Белорусская государственная политехническая академия

Потери в обмотках и магнитопроводах силовых трансформаторов малой и средней мощности составляют 1–2 %, а в трансформаторах мощностью более 10000 кВ·А – 0,5–1 % номинальной мощности. Столь малые значения потерь практически не сказываются на величинах токов и напряжений (десятые доли процента) даже при коротких замыканиях, когда потери в обмотках возрастают в десятки раз. Более заметное влияние потери активной мощности оказывают на скорость затухания переходных процессов, гармонический состав токов и напряжений, взаимные фазовые сдвиги отдельных гармоник, которые могут использоваться в качестве диагностических признаков тех или иных видов повреждений или ненормальных режимов трансформатора. В качестве диагностических признаков могут выступать также сами величины потерь, гармонический состав их мгновенных значений.

Высокая точность решения дифференциальных уравнений электромагнитных процессов на ПЭВМ – 4–5 правильных значащих цифр при расчете режимов длительностью до нескольких секунд – позволяет учитывать и количественно оценивать мощность активных потерь в этих режимах трансформатора расчетным путем. В статье рассматривается методика учета потерь при математическом моделировании электроэнергетических объектов с силовыми трансформаторами для исследования методом вычислительного эксперимента электромагнитных переходных процессов при различного рода стационарных и коммутационных режимах. Учет потерь при математическом моделировании повышает достоверность вычислительного эксперимента, даже если определение потерь и оценка их влияния не является его основной целью.

Учет потерь в обмотках не представляет принципиальных сложностей и осуществляется введением в математическую модель активных сопротивлений обмоток, измеренных экспериментально или определяемых по каталожному значению потерь короткого замыкания. Мощность потерь в обмотках в любом режиме трансформатора

$$P_{об} = \frac{1}{T} \int_0^T [(i_{061A}^2 + i_{061B}^2 + i_{061C}^2)R_{061} + (i_{062A}^2 + i_{062B}^2 + i_{062C}^2)R_{062} + \dots] dt. \quad (1)$$

Потери в стали ввиду относительной сложности математического описания гистерезисной составляющей удобнее целиком относить к потерям от вихревых токов в магнитопроводе. Такое допущение не приводит к существенным погрешностям расчетов при промышленной частоте и ее отклонениях в диапазоне $\pm 5-10\%$.

Влияние потерь на вихревые токи в однородном участке шихтованного магнитопровода, по которому проходит магнитный поток $\Phi = sB$, можно эквивалентировать наложением обмотки с числом витков w_n , нагруженной на сопротивление r_n [1], в общем случае нелинейное. Ток в обмотке i_n создает размагничивающее действие, в результате которого результирующая затрата МДС на проведение магнитного потока по участку магнитопровода

$$Hl = H_{ст}l - w_n i_n. \quad (2)$$

Здесь l, s – длина и сечение участка магнитопровода.

Мгновенные значения напряженности магнитного поля в стали $H_{ст}$ и индукции B связаны средней кривой намагничивания $H_{ст} = f(B)$ [2], отличающейся от основной спрямленным участком у начала координат. Ток в сопротивлении r_n связан с наведенной в обмотке ЭДС соотношением

$$e = -w_n s \frac{dB}{dt} = r_n i_n. \quad (3)$$

Подставив в (2) выражение для тока из (3), получим

$$H = f(B) + \frac{w_n^2 s}{r_n l} \frac{dB}{dt} = f(B) + K_n \frac{dB}{dt}. \quad (4)$$

Мощность в сопротивлении r_n при частоте ω_0

$$P = \frac{E^2}{r_n} = \frac{\omega_0^2 w_n^2 s^2}{2r_n} B_m^2 = K_n \frac{G \omega_0^2 B_m^2}{2\gamma_0}.$$

Здесь γ_0 – удельная масса, для холоднокатаной стали равная 7650 кг/м^3 ;

$G = sl\gamma_0$ – полная масса участка магнитопровода.

Условие эквивалентности потерь в сопротивлении r_n и участке магнитопровода приводит к соотношению

$$K_n = \frac{2\gamma_0}{\omega_0^2} \frac{P_{ст}}{B_m^2} = 0,155 \frac{P_{ст}}{B_m^2}, \quad (5)$$

где $P_{ст}$ – удельные потери в стали при максимальной индукции B_m , Вт/кг.

Поскольку потери от вихревых токов пропорциональны квадрату индукции, значения K_n , вычисленные, согласно (5), для конкретного типа стали, не зависят от индукции. Это подтверждается расчетами величин K_n для различных типов электротехнических сталей по данным [3]: для холоднокатаных сталей в зависимости от типа и толщины листа $K_n = 0,1-0,15$; для горячекатаных сталей $K_n = 0,2-0,3$.

Аналитическое представление средней кривой намагничивания во всем диапазоне значений индукции и напряженности вплоть до полного насыщения ферромагнетика не может быть достаточно точно выражено единой математической зависимостью. Приемлемые результаты дает аппроксимация зависимости $f(B)$ следующими выражениями [4]:

$$f(B) = \begin{cases} a_1 B & \text{при } |B| < B_1; \\ a_1 B + \frac{B}{|B|} a_2 (|B| - B_1)^{n_1} & \text{при } B_1 \leq |B| < B_3; \\ \frac{B}{|B|} [H_3 + a_3 (|B| - B_3) + a_4 (|B| - B_3)^{n_2}] & \text{при } B_3 \leq |B| < B_4; \\ \frac{B}{|B|} [H_4 + a_5 (|B| - B_4)] & \text{при } |B| \geq B_4. \end{cases}$$

Коэффициенты a_1, a_2, a_3, a_4 и показатели степени n_1 и n_2 определяются координатами точек 1–4 на характеристике $f(B)$ (рис. 1) и условиями равенства производных $\frac{df(B)}{dH}$ в точках стыковки участков характеристики 1, 3, 4. Коэффициент a_5 задает крутизну участка характеристики $f(B)$ в области полного насыщения магнитопровода

$$a_5 = K_{зан} \frac{1}{\mu_0},$$

где $K_{\text{зап}}$ – коэффициент заполнения стальнойю пространства внутри обмотки, ближайшей к сердечнику.

При анализе режимов, в которых полное насыщение ферромагнетика не наступает, точки 1–4 на характеристике $f(B)$ можно располагать более плотно, а коэффициент a_5 задавать равным крутизне характеристики в конце участка 3–4.

Возможность достоверного учета потерь с помощью выражений (4), (5) в вычислительном эксперименте проверялась расчетами режимов трансформатора в узле распределительной сети, схема которого приведена на рис. 2. Трехфазный трехстержневой трансформатор с группой соединения обмоток $Y_0/\Delta-11$ представлен в математической модели узла уравнениями, не содержащими отдельных индуктивностей рассеяния обмоток [5]. Питающие системы моделируются симметричными трехфазными источниками ЭДС прямой последовательности с неизменными амплитудой и частотой за неизменными внутренними сопротивлениями (системы конечной мощности). Активно-индуктивные нагрузки на стороне высшего (ВН) и низшего (НН) напряжений представлены трехфазными ветвями с активными сопротивлениями и индуктивностями. Соответствующим изменением параметров этих ветвей воспроизводятся все виды коротких замыканий. Математическая модель узла сети содержит дифференциальные уравнения электрических контуров, алгебраические уравнения баланса токов в узлах электрической схемы, баланса магнитных потоков в узлах магнитопровода, баланса МДС в контурах магнитопровода.

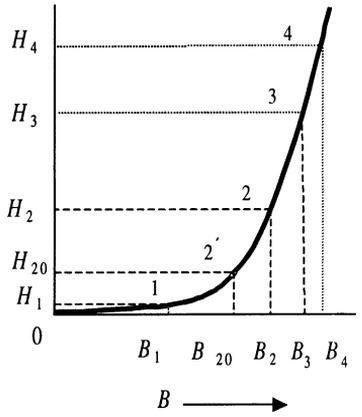


Рис. 1

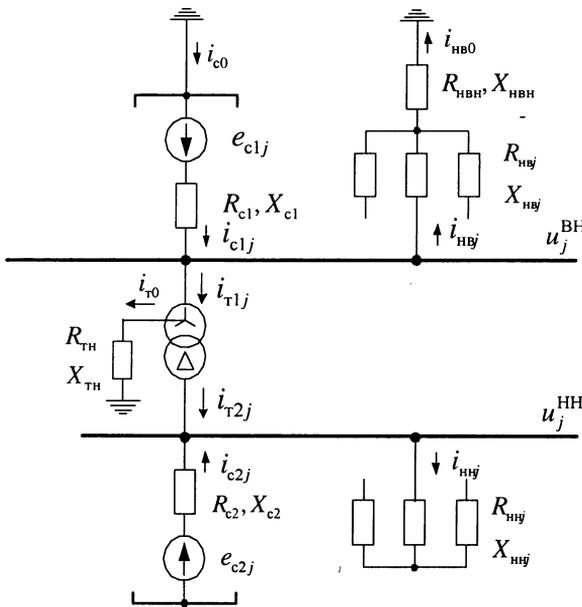


Рис. 2

Дифференциальные уравнения электрических контуров на стороне высшего напряжения, приведенные к виду, требуемому для решения численными методами:

$$py_{1,2} = e_{c1j} - e_{c1k} - R_{c1}(i_{c1j} - i_{c1k}) - R_{нвj}i_{нвj} + R_{нвк}i_{нвк};$$

$$py_3 = -R_{c0}i_{c0} - \sum_j R_{нвj}i_{нвj} - 3R_{нвн}i_{нв0} \quad (j = A, B, C);$$

$$py_{4,5} = e_{c1j} - e_{c1k} - R_{c1}(i_{c1j} - i_{c1k}) - R_{т1}(i_{т1j} - i_{т1k}) \quad (j = A, B; k = B, C);$$

$$py_6 = -R_{c0}i_{c0} - R_{тн}i_{т0}.$$

Дифференциальные уравнения электрических контуров на стороне низшего напряжения:

$$py_{7,8} = R_{ннj}i_{ннj} - R_{ннl}i_{ннl} - R_{т2}i_j \quad (j = A, B; l = C, A);$$

$$py_9 = -R_{т2}(i_A + i_B + i_C);$$

$$py_{10,11} = e_{c2j} - e_{c2l} + R_{c2}(i_{c2j} - i_{c2l}) - R_{т2}i_j,$$

где i_A, i_B, i_C – токи в обмотках НН трансформатора;

$R_{т1}, R_{т2}$ – сопротивления обмоток трансформатора;

R_{c0} – сопротивление нулевой последовательности системы на стороне ВН трансформатора.

Интегрируемые переменные y_1, \dots, y_{11} – потокосцепления соответствующих электрических контуров. Математические зависимости, выражающие их связь с токами и магнитными потоками в элементах магнитопровода трансформатора, входят в состав алгебраических уравнений:

$$L_{c1}(i_{c1j} - i_{c1k}) + L_{нвj}i_{нвj} - L_{нвк}i_{нвк} = y_{1,2} \quad (j = A, B; k = B, C);$$

$$L_{c0}i_{c0} + \sum_j L_{нвj}i_{нвj} + 3L_{нвн}i_{нв0} = y_3;$$

$$L_{c1}(i_{c1j} - i_{c1k}) + w_1s_c(B_j - B_k) - w_1(\Phi_{kj} - \Phi_{kk}) = y_{4,5};$$

$$L_{c0}i_{c0} + (L_{т} + 3L_{тн})i_{т0} + w_1\Phi_{0\Sigma} = y_6;$$

$$w_2s_c(B_j - B_l) - L_{ннj}i_{ннj} + L_{ннl}i_{ннl} = y_{7,8} \quad (j = A, B; l = C, A);$$

$$w_2s_c(B_A + B_B + B_C) = y_9;$$

$$w_2s_c(B_j - B_l) - L_{c2}(i_{c2j} - i_{c2l}) = y_{10,11}.$$

Данные уравнения совместно с указанными выше алгебраическими уравнениями и характеристиками намагничивания образуют замкнутую нелинейную систему с 40 неизвестными, решаемую на каждом шаге численного интегрирования дифференциальных уравнений при известных y_1, \dots, y_{11} .

По приведенной выше модели разработана программа для ПЭВМ и выполнены расчеты нормальных режимов, режимов короткого замыкания, включения трансформатора, отключения внешних КЗ.

Достоверность учета влияния потерь подтверждается хорошим совпадением мощностей потерь в стали, вычисленных по электрическим параметрам режима трансформатора

$$P_{ст1} = P_{т1} - (P_{т2} + P_{об}) \quad (6)$$

и по магнитным параметрам магнитопровода

$$P_{ст2} = P_{стA} + P_{стB} + P_{стC} + P_{яAB} + P_{яBC}.$$

Мощность на стороне высшего напряжения трансформатора

$$P_{т1} = \frac{1}{T} \int_i^{i+T} (u_A^{BH} i_{т1A} + u_B^{BH} i_{т1B} + u_C^{BH} i_{т1C}) dt, \quad (7)$$

где T – период изменения токов.

Аналогичным выражением определяется средняя мощность на стороне низшего напряжения трансформатора. Мощность потерь в обмотках определяется выражением (1), потери в стержнях магнитопровода $P_{стA}, P_{стB}, P_{стC}$ и элементах яра $P_{яAB}, P_{яBC}$ – выражениями [1]

$$P_{ст} = \frac{s_j l_j}{T} \oint H_j dB_j \quad (j = стA, стB, стC, яAB, яBC).$$

Во всех исследовавшихся режимах различие между значениями потерь $P_{ст1}$ и $P_{ст2}$ не превышало 3–5 %. На рис. 3 представлены результаты расчета режима включения трансформатора мощностью 16 МВ · А. В этом режиме различие между $P_{ст1}$ и $P_{ст2}$ практически отсутствует. Наиболее сильно оно проявляется при расчете режимов КЗ, когда $P_{ст1}$ определяется как разность между большими, близкими к друг другу величинами.

Следует отметить, что (6) справедливо только в периодических режимах. При наличии аperiodических составляющих в токах трансформатора мощности $P_{т1}$ и $P_{т2}$ содержат, кроме составляющей, обусловленной потерями в обмотках, составляющую, обусловленную неполной компенсацией энергии магнитного поля в межобмоточных пространствах.

Мощность $P_{ст2}$ определяется с меньшим разбросом значений. При расчете установившихся режимов разброс значений $P_{ст2}$ не превышал 1–2 %.

Выполненные расчеты свидетельствуют о достоверности учета потерь по (4), (5) при математическом моделировании энергетических объектов с силовыми трансформаторами. На основании выполненных исследований

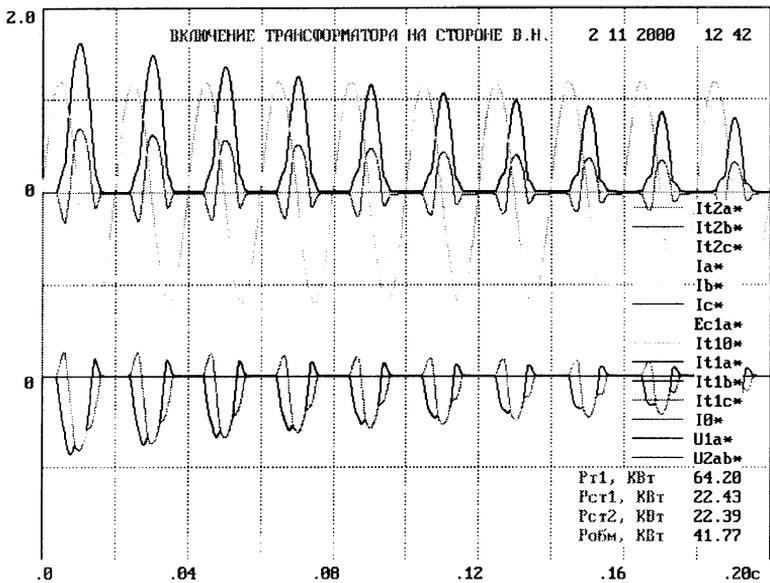


Рис. 3

можно предположить допустимость использования учета потерь по рассмотренной методике в математических моделях источников питания электротехнологических установок, характеризующихся резкой нелинейностью элементов, несинусоидальностью формы кривой токов и напряжений (управляемые выпрямители, дуговые электропечи, электросварочные агрегаты, установки плазменного напыления, плазменного нагрева и т. п.). Уточнение расчетных методов определения ряда технико-экономических показателей этих объектов – потребление энергии, потери, коэффициент полезного действия, коэффициент мощности и т. п. – является актуальной проблемой в настоящее время.

ЛИТЕРАТУРА

1. Нейман Л. Р., Демирчян К. С. Теоретические основы электротехники: Учеб. для вузов: В 2-х т. – Т. 2. – 3-е изд., перераб. и доп. – Л.: Энергоиздат, Ленингр. отд-ние, 1981. – 416 с.
2. Электрические цепи с ферромагнитными элементами в релейной защите / А. Д. Дроздов, А. С. Засыпкин, С. Л. Кужеков и др. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 254 с.
3. Электротехнический справочник: В 3-х т. – Т. 2. Электротехнические изделия и устройства / Под общ. ред. профессоров МЭИ (гл. ред И. Н. Орлов) и др. – 7-е изд., испр. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 712 с.
4. Романюк Ф. А., Новаш В. И. Информационное обеспечение вычислительного эксперимента в релейной защите и автоматике энергосистем. – Мн.: ВУЗ-ЮНИТИ, 1998. – 174 с.
5. Новаш И. В. Математическая модель трехфазного трехстержневого трансформатора на базе второй теории рассеяния // Энергетика ... (Изв. высш. учеб. заведений). – 1986. – № 5. – С. 36–39.

Представлена кафедрой
электротехники и электроники

Поступила 6.12.2000