

УДК 621.314.21:550.385.4

## РАСЧЕТ ТЕПЛОВЫХ ПОТЕРЬ В БАКЕ СИЛОВОГО ТРАНСФОРМАТОРА ПРИ ГЕОМАГНИТНЫХ БУРЯХ

Кретов Д. А.

*Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Тольяттинский государственный университет», Тольятти, Россия (445667, г. Тольятти, ул. Белорусская, 14), e-mail: dmitry.kretov@gmail.com*

В статье представлена разработанная методика расчета дополнительных тепловых потерь в баке силового трансформатора при протекании геоиндуцированных токов при геомагнитных бурях. При протекании по обмоткам силового трансформатора геоиндуцированного тока происходит насыщение магнитной системы силового трансформатора и увеличение потока рассеивания, что приводит к дополнительным потерям активной мощности и нагреванию обмоток силового трансформатора и массивных металлических конструктивных элементов. Для расчета дополнительных тепловых потерь в баке использована модель реального силового трансформатора ТДЦ – 400000/220. При значительном насыщении магнитной системы расчёт магнитного поля вблизи стенок бака выполнен без учета магнитной системы трансформатора. Обмотки каждой фазы заменялись одной бесконечно тонкой обмоткой, по которой течёт ток намагничивания, приведённый к обмотке высокого напряжения. При расчёте учитывалось влияние всех трёх фаз. Для оценки тепловых потерь в баке силового трансформатора токи, полученные в результате расчетов, раскладывались на гармонические составляющие. Потери рассчитывались для каждой гармоники в отдельности, а затем полученные потери суммировались. В результате расчетов получены значения удельных и суммарных тепловых потерь в баке силового трансформатора при протекании по его обмоткам геоиндуцированного тока. Разработанная методика может быть применена на практике для расчета нагрева стенок бака силового трансформатора, а также для оценки предельного превышения температуры согласно стандарту при геомагнитных бурях.

Ключевые слова: силовой трансформатор, геомагнитные бури, тепловые потери.

## CALCULATION OF HEAT LOSSES IN TANK OF POWER TRANSFORMER AT GEOMAGNETIC STORMS

Kretov D. A.

*Togliatti State University, Togliatti, Russia (445667, Togliatti, street Belorusskaya, 14), e-mail: dmitry.kretov@gmail.com*

In article the developed design procedure of additional thermal losses in a tank of the power transformer is presented at course of the geoinduced currents at geomagnetic storms. At course on windings of the power transformer of the geoinduced current there is a saturation of magnetic system of the power transformer and increase in a stream of dispersion that leads to additional losses of active capacity and heating of windings of the power transformer and massive metal constructive elements. For calculation of additional thermal losses in a tank the TDTs real power transformer model – 400000/220 is used. At considerable saturation of magnetic system calculation of a magnetic field near walls of a tank is executed without magnetic system of the transformer. Windings of each phase were replaced with one infinitely thin winding on which the current of magnetization brought to a winding of a high voltage flows. At calculation influence of all three phases was considered. For an assessment of thermal losses in a tank of the power transformer the currents received as a result of calculations, were displayed on harmonious components. Losses paid off for each harmonica separately, and then the received losses were summarized. As a result of calculations values of specific and total thermal losses in a tank of the power transformer are received at course on its windings of the geoinduced current. The developed technique can be put into practice for calculation of heating of walls of a tank of the power transformer, and as for an assessment of extremely excess of temperature according to a standard at geomagnetic storms.

Key words: power transformer, geomagnetic storms, thermal losses.

Протекание геоиндуцированных токов (ГИТ), возникающих при геомагнитных бурях (ГМБ), по обмоткам силового трансформатора (СТ) приводит к насыщению магнитной

системы и увеличению потоков рассеяния. Увеличение потока рассеяния вызывает дополнительные потери активной мощности от вихревых токов в обмотках силового трансформатора и в массивных металлических конструкциях. Электрическая энергия, идущая на увеличение дополнительных потерь активной мощности, полностью преобразуется в тепловую энергию. Дополнительно выделившееся тепло в обмотках и массивных металлических конструкциях увеличивает их температуру, которая при определенных условиях может превышать предельно допустимую. В стандартах МЭК 354-91 и ГОСТ 14209-97 [2] указаны предельные значения температуры при перегрузках силовых трансформаторов. Предельная температура обмоток мощных силовых трансформаторов при продолжительных аварийных перегрузках – 130 °С, а при кратковременных – 160 °С, а масла в верхних слоях – 115 °С.

Главным риском во время кратковременной (менее 30 минут) аварийной перегрузки является снижение электрической прочности вследствие образования пузырьков газа, которые могут возникать в бумажной изоляции, когда температура наиболее нагретой точки обмотки силового трансформатора достигает 140 – 160 °С при нормальном содержании влаги в изоляции [2].

Расчёт потерь в баке при насыщении магнитной системы проведён по методике, изложенной в [3]. Для расчёта потерь в баке была использована модель реального СТ типа ТДЦ – 400000/220 (рис.1). Бак представлен в виде прямоугольного параллелепипеда с толщиной стенок, превышающей глубину проникновения магнитного поля. При значительном насыщении магнитной системы расчёт магнитного поля вблизи стенок бака проводился без учета магнитной системы трансформатора. Обмотки каждой фазы заменялись одной бесконечно тонкой обмоткой, по которой течёт ток намагничивания, приведённый к обмотке высокого напряжения. При расчёте учитывалось влияние всех трёх фаз А, В, С.

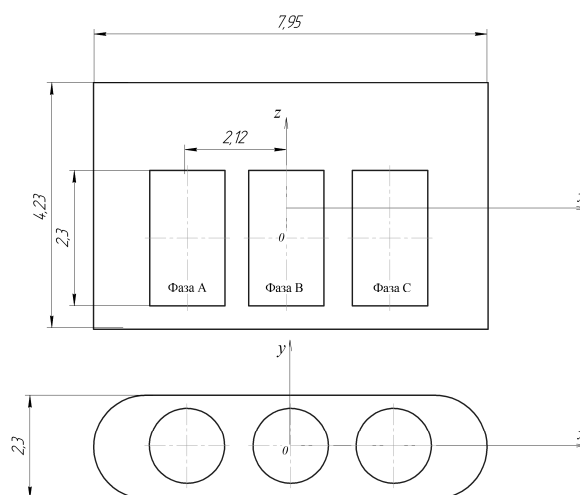


Рис. 1. Расчетная модель реального трехфазного силового трансформатора ТДЦ – 400000/220 (размеры даны в метрах, число витков обмотки ВН равно  $w = 364$ )

Методика, по которой проводились расчеты, состоит из четырех этапов: 1) по конструкции трансформатора и токам обмоток рассчитывается напряженность магнитного поля в воздухе для трансформатора со снятым баком  $H_0$ ; 2) по  $H_0$  и коэффициенту  $k_H$  находится касательная составляющая напряжённости магнитного поля на внутренней поверхности бака  $H_{\Pi} = k_H \cdot H_0$ ; 3) по  $H_{\Pi}$  и активному поверхностному сопротивлению материала бака  $r_{\Pi}$  находятся потери на единицу поверхности  $p_{\Pi}$ ; 4) общие потери определяются суммированием удельных потерь  $p_{\Pi}$  по поверхности бака.

В изложенную методику внесено изменение: вместо интегрирования по поверхности бака рассчитывались среднеквадратичные значения напряжённости магнитного поля на трёх площадках, расположенных так же, как и по поверхности бака, –  $n_x$  (внешняя нормаль  $\vec{n}_x$ , направленная вдоль оси  $x$ ),  $n_y$  (внешняя нормаль  $\vec{n}_y$ ),  $n_z$  (внешняя нормаль  $\vec{n}_z$ ).

Учитывая, что по своему влиянию на магнитное поле стенка бака силового трансформатора является электромагнитным экраном, коэффициент  $k_H$  был принят равным двум ( $k_H = 2$ ) [4].

Протекание в электроэнергетической системе (ЭЭС) ГИТ приводит к насыщению стали силовых трансформаторов и появлению высших гармоник тока и напряжения. Ток намагничивания трансформатора при этом является несинусоидальным и имеет выраженную однополупериодную несимметрию.

Для оценки потерь в баке токи в обмотках, полученные в расчетах, раскладывались на гармонические составляющие. Потери рассчитывались для каждой гармоники в отдельности, а затем полученные потери суммировались. Следует отметить, что предложенный подход является приближённым, т.к. не учитывает намагничивание стали бака.

Удельные потери  $p_{\Pi}$  рассчитывались по формуле:

$$p_{\Pi} = k_{\varphi} r_{\Pi} H_{\Pi,д}^2 \quad (1)$$

где  $p_{\Pi}$  – удельные потери на единицу поверхности;  $H_{\Pi,д} = \frac{H_{\Pi,м}}{\sqrt{2}}$  – действующее значение тангенциальной составляющей напряжённости магнитного поля у поверхности бака;  $r_{\Pi}$  – удельное поверхностное сопротивление;  $k_{\varphi}$  – коэффициент, равный 1,1–1,2 для конструкционной стали (при расчётах полагали  $k_{\varphi}=1,15$ ).

Удельное поверхностное сопротивление  $r_{\Pi}$  определялось как проводимость скин-слоя:

$$r_{\Pi} = \frac{\rho}{\delta}, \quad (2)$$

где  $\delta = \sqrt{\frac{2\rho}{\omega\mu_0\mu_{\text{ЭК}}}}$  – толщина скин-слоя,  $\rho$  – удельное электрическое сопротивление конструкционной стали,  $\omega$  – частота переменного электромагнитного поля;  $\mu_{\text{ЭК}}$  – эквивалентная магнитная проницаемость. В [5] показано, что при частоте  $f_0=50$  Гц для конструкционных сталей толщина скин-слоя  $\delta$  лежит в диапазоне  $\delta=0,7 - 1,5$  мм и зависит от напряжённости магнитного поля у поверхности. При расчётах полагали  $\rho=0,144 \cdot 10^{-6}$  Ом·м, а  $\delta = 1,1$  мм, что соответствует эквивалентной магнитной проницаемости конструкционной стали  $\mu_{\text{ЭК}}=603$ .

Таким образом, на частоте 50 Гц поверхностное сопротивление  $r_{\Pi,1}$  составляет  $r_{\Pi,1}=1,31 \cdot 10^{-4}$  Ом. На частотах высших гармоник  $n$  поверхностное сопротивление рассчитывалось по формуле:

$$r_{\Pi,n} = r_{\Pi,1} \cdot \sqrt{n}, \quad (3)$$

где  $n$  – номер гармоники.

С учётом сказанного формулу (1) для удельных потерь можно переписать в виде:

$$p_{\Pi} = \frac{1}{2} k_{\varphi} r_{\Pi,1} \sqrt{n} H_{\Pi,м}^2 = \frac{1}{2} k_{\varphi} r_{\Pi,1} \sqrt{n} k_H^2 H_{0,м}^2, \quad (4)$$

где  $H_{0,м}$  – амплитудное значение напряжённости магнитного поля на заданной площадке, совпадающей с поверхностью бака, которое получается после среднеквадратичного усреднения соответствующих компонент поля. Для каждой поверхности  $n_x$ ,  $n_y$ ,  $n_z$  результирующие удельные потери равны сумме удельных потерь от каждой гармоники. Полные потери в баке получали путем умножения удельных потерь на соответствующие площади поверхностей  $n_x$ ,  $n_y$ ,  $n_z$  и удваивая полученный результат (вклад противоположных поверхностей –  $n_x$ , –  $n_y$ , –  $n_z$ ).

Расчёт магнитного поля кругового ленточного тока в воздухе был протестирован методом, изложенным в [4] для случая бесконечно тонкого кольца радиуса  $r_0$ .

$$A_{\varphi}^{(1)} = c_0 \int_0^{\infty} \sin c(\lambda z_0) K_1(\lambda r_0) I_1(\lambda r) \cos(\lambda z) d\lambda, \quad (r < r_0), \quad (5)$$

$$A_{\varphi}^{(2)} = c_0 \int_0^{\infty} \sin c(\lambda z_0) I_1(\lambda r_0) K_1(\lambda r) \cos(\lambda z) d\lambda, \quad (r > r_0), \quad (6)$$

где  $I_1$  и  $K_1$  – модифицированные функции Бесселя первого и второго рода, а постоянная  $c_0$  равна:

$$c_0 = \frac{\mu\mu_0 r_0 I}{\pi}. \quad (7)$$

Для воздуха полагаем  $\mu=1$ , в случае многovitковой катушки ток  $I=w \cdot I_0$  ( $w$  – число витков,  $I_0$  – ток одного витка).

Напряжённость магнитного поля в любой точке пространства находилась по формулам:

$$\mu\mu_0 H_r = -\frac{\partial A_{\varphi}}{\partial z}, \quad \mu\mu_0 H_z = A_{\varphi} + r \frac{\partial A_{\varphi}}{\partial r}. \quad (8)$$

При численных расчётах использовалась квадратная плоская сетка с шагом  $dh = 0,05r_0$ .

Для гармонического анализа удобно использовать кривую тока намагничивания, изображённую на рис.2. В силу значительной симметрии в этом случае достаточно ограничиться только косинус-членами разложения. Кривая тока намагничивания на рис.2 соответствует величине геомагнитного тока равного  $i_{ГИТ}=65\text{А}$ .

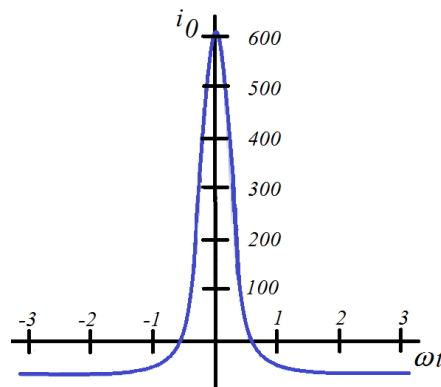


Рис.2. Кривая тока намагничивания

Разложение в ряд Фурье тока намагничивания по высшим гармоникам определялось по следующим выражениям:

$$i(t) = \frac{a_0}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} (a_n \cos n\omega t + b_n \sin n\omega t), \quad (9)$$

$$a_n = \frac{2}{T} \int_{-T/2}^{T/2} i_0(t') \cos n\omega t' dt', \quad b_n = \frac{2}{T} \int_{-T/2}^{T/2} i_0(t') \sin n\omega t' dt'. \quad (10)$$

Из полученных результатов разложения кривой тока намагничивания (рис.2) выявлено, что коэффициенты  $b_n$  много меньше коэффициентов  $a_n$  первой гармоники и ими можно

пренебречь. Таким образом, разложение будет иметь вид:

$$i_0(t) = \sum_{n=1}^{\infty} a_n \cos n\omega t = \sum_{n=1}^{\infty} a_n \sin(n\omega t + \frac{\pi}{2}). \quad (11)$$

В трёх обмотках токи сдвинуты по фазе. Поэтому разложение в ряд Фурье для функции тока  $i_0^h(t) = i_0(t+h)$ , имеющей временной сдвиг  $h$  (если принять за  $i_0(t)$  ток фазы А, то для фаз В и С имеем  $h = \pm \frac{T}{3}, \omega h = \pm \frac{2\pi}{3}$ ). Учитывая, что  $b_n=0$ , на основе формулы (10), разложение для сдвинутого тока по формуле (9) будет иметь вид:

$$i_0^h(t) = \sum_{n=1}^{\infty} a_n \cos(n\omega t + n\omega h) = \sum_{n=1}^{\infty} a_n \sin(n\omega t + \frac{\pi}{2} + n\omega h). \quad (12)$$

При  $n=1,4,7...$  величина  $n\omega h$  соответствует фазовому сдвигу  $\Delta\varphi = \mp \frac{2\pi}{3}$  соответственно

для фаз В и С; при  $n=2,5,8...$  – фазовому сдвигу  $\Delta\varphi = \pm \frac{2\pi}{3}$ ; при  $n=3,6,9...$  – фазовому сдвигу  $\Delta\varphi=0$ . На комплексной плоскости первый случай соответствует расположению векторов фаз А, В и С в виде прямой последовательности, второй случай – в виде обратной последовательности, а третий – в виде нулевой последовательности.

Расчёт напряжённости магнитного поля проводился с помощью комплексных амплитуд:

$\underline{H}_{x1n}^{(x)}, \underline{H}_{y1n}^{(x)}, \underline{H}_{z1n}^{(x)}$  и т.д. – верхний индекс обозначает площадку, первый нижний индекс обозначает компоненту поля, второй нижний индекс – обмотку (1 – фаза А, 2 – фаза В, 3 – фаза С), третий нижний индекс – номер гармоники. Сдвиг по фазе даёт разную ориентацию векторов комплексных амплитуд на комплексной плоскости, а пространственное размещение обмоток даёт разную величину этих векторов. Для комплексных амплитуд его можно записать следующим выражением (для краткости опущен верхний индекс площадки):

$$\begin{aligned} \underline{H}_{x1n} &= k_A a_n h_{x1}, \quad \underline{H}_{x2n} = \begin{Bmatrix} k_B \\ k_C \\ k_A \end{Bmatrix} a_n h_{x2}, \quad \underline{H}_{x3n} = \begin{Bmatrix} k_C \\ k_B \\ k_A \end{Bmatrix} a_n h_{x2}, \\ \underline{H}_{y1n} &= k_A a_n h_{y1}, \quad \underline{H}_{y2n} = \begin{Bmatrix} k_B \\ k_C \\ k_A \end{Bmatrix} a_n h_{y2}, \quad \underline{H}_{y3n} = \begin{Bmatrix} k_C \\ k_B \\ k_A \end{Bmatrix} a_n h_{y2}, \\ \underline{H}_{z1n} &= k_A a_n h_{z1}, \quad \underline{H}_{z2n} = \begin{Bmatrix} k_B \\ k_C \\ k_A \end{Bmatrix} a_n h_{z2}, \quad \underline{H}_{z3n} = \begin{Bmatrix} k_C \\ k_B \\ k_A \end{Bmatrix} a_n h_{z2}. \end{aligned} \quad (13)$$

где  $h_{x1}, h_{x2}, h_{x3}$  и т.д. – удельные компоненты напряжённости, создаваемых обмотками 1, 2, 3 (напряженности, отнесённые к величине тока; верхняя строка – для прямой последовательности ( $n=1,4,7...$ ), средняя – для обратной ( $n=2,5,8...$ ), нижняя – для нулевой

( $n = 3, 6, 9, \dots$ ); фазовые коэффициенты определены формулами:

$$k_A = j, \quad k_B = j \cdot e^{-\frac{2\pi j}{3}} = \frac{\sqrt{3}}{2} - j\frac{1}{2}, \quad k_C = j \cdot e^{+\frac{2\pi j}{3}} = -\frac{\sqrt{3}}{2} - j\frac{1}{2}. \quad (14)$$

Сложение полей обмоток даёт:

$$\left. \begin{aligned} \underline{H}_{xn} &= a_n \left( k_A h_{x1} + \begin{Bmatrix} k_B \\ k_C \\ k_A \end{Bmatrix} h_{x2} + \begin{Bmatrix} k_C \\ k_B \\ k_A \end{Bmatrix} h_{x2} \right), \\ \underline{H}_{yn} &= a_n \left( k_A h_{y1} + \begin{Bmatrix} k_B \\ k_C \\ k_A \end{Bmatrix} h_{y2} + \begin{Bmatrix} k_C \\ k_B \\ k_A \end{Bmatrix} h_{y2} \right), \\ \underline{H}_{zn} &= a_n \left( k_A h_{z1} + \begin{Bmatrix} k_B \\ k_C \\ k_A \end{Bmatrix} h_{z2} + \begin{Bmatrix} k_C \\ k_B \\ k_A \end{Bmatrix} h_{z2} \right) \end{aligned} \right\}. \quad (15)$$

Анализ (15) показывает, что выражения в скобках не зависят от коэффициентов разложения тока  $a_n$ , но зависят от типа последовательности. Обозначив их через  $\underline{h}_{x\Sigma 1}, \underline{h}_{x\Sigma 2}, \underline{h}_{x\Sigma 0}$  и т.д., где последний индекс означает тип последовательности, получим:

$$\underline{H}_{xn} = a_n \underline{h}_{x\Sigma\{1,2,0\}}, \quad \underline{H}_{yn} = a_n \underline{h}_{y\Sigma\{1,2,0\}}, \quad \underline{H}_{zn} = a_n \underline{h}_{z\Sigma\{1,2,0\}}. \quad (16)$$

При этом вместо 27 действительных удельных компонент напряжённостей  $h_{x1}^{(x)}, h_{x2}^{(x)}, h_{x3}^{(x)}$  и т.д. для трёх обмоток (на трёх площадках) получаем 27 комплексных величин  $\underline{h}_{x\Sigma 1}^{(x)}, \underline{h}_{x\Sigma 2}^{(x)}, \underline{h}_{x\Sigma 0}^{(x)}$  и т.д. для трёх типов последовательностей (на трёх площадках).

Формула (16) показывает, что усреднение комплексных амплитуд поля можно заменить усреднением удельных напряжённостей, т.к. между среднеквадратичными значениями их модулей будет связь, аналогичная (16). Среднеквадратичные значения модулей комплексных удельных напряжённостей находится усреднением по соответствующим площадкам:

$$h_{\{x,y,z\}ck\{1,2,0\}} = \sqrt{\frac{1}{S} \iint_S \left| \underline{h}_{\{x,y,z\}\Sigma\{1,2,3\}} \right|^2 dS}. \quad (17)$$

Поскольку удельные напряжённости прямой и обратной последовательностей отличаются только фазой, а не величиной, то их среднеквадратичные значения будут равны:  $h_{\{x,y,z\}ck1} = h_{\{x,y,z\}ck1}$ . Поэтому для каждой площадки имеем 6 среднеквадратичных значений, а всего – 18. Умножение этих значений на соответствующие коэффициенты гармоник  $a_n$  даёт среднеквадратичные значения компонент напряжённостей  $H_{\{x,y,z\}ck n}$ , создаваемых каждой гармоникой.

Для каждой площадки существуют две тангенциальные компоненты магнитного поля,

которые получаются после усреднения по формулам:

$$\left. \begin{aligned} H_{\text{сскп}}^{(x)} &= \sqrt{(H_{\text{ускп}}^{(x)})^2 + (H_{\text{зскп}}^{(x)})^2}, \\ H_{\text{сскп}}^{(y)} &= \sqrt{(H_{\text{хскп}}^{(y)})^2 + (H_{\text{зскп}}^{(y)})^2}, \\ H_{\text{сскп}}^{(z)} &= \sqrt{(H_{\text{хскп}}^{(z)})^2 + (H_{\text{ускп}}^{(z)})^2}. \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

Результаты расчета по (4) удельных потерь и суммарные потери бака представлены в табл. 1. Из табл. 1 видно, что полученная оценка потерь в баке силового трансформатора ТДЦ – 400000/220 составляет 223,9 кВт при условии, что стенки бака являются электромагнитным экраном по своему влиянию на магнитное поле.

Следует отметить, что при сильном насыщении магнитной системы силового трансформатора магнитная проницаемость электротехнической стали близка к магнитной постоянной, а относительная магнитная проницаемость стремится к единице [3], т.е. можно полагать, что основная часть рабочего магнитного потока будет замыкаться по баку. В этом случае дополнительные потери активной мощности в баке СТ, устанавливаемых на электрических станциях и трансформаторных подстанциях электроэнергетических систем, при геомагнитных бурях, могут значительно превысить расчетные значения.

Таблица 1. Удельные потери по гармоникам (Вт/м<sup>2</sup>) и суммарные потери

<i>n</i>	<i>n<sub>x</sub></i>	<i>n<sub>y</sub></i>	<i>n<sub>z</sub></i>	<i>n</i>	<i>n<sub>x</sub></i>	<i>n<sub>y</sub></i>	<i>n<sub>z</sub></i>
<b>1</b>	53,39	384,28	268,45	<b>11</b>	0,28	2,02	1,41
<b>2</b>	61,16	440,18	307,50	<b>12</b>	0,03	0,19	0,08
<b>3</b>	98,85	681,09	263,49	<b>13</b>	0,02	0,16	0,11
<b>4</b>	43,45	312,72	218,46	<b>14</b>	0,09	0,66	0,46
<b>5</b>	30,49	219,47	153,31	<b>15</b>	0,24	1,63	0,63
<b>6</b>	34,68	238,99	92,46	<b>16</b>	0,13	0,94	0,66
<b>7</b>	11,61	83,54	58,36	<b>17</b>	0,10	0,72	0,50
<b>8</b>	6,27	45,11	31,51	<b>18</b>	0,11	0,77	0,30
<b>9</b>	5,26	36,23	14,01	<b>19</b>	0,03	0,23	0,16
<b>10</b>	1,13	8,13	5,68	<b>20</b>	0,01	0,08	0,06
Суммарные удельные потери, Вт/м <sup>2</sup>					347	2457	1417
Площадь поверхностей, м <sup>2</sup>					2·9,7	2·33,6	2·18,2
Суммарные потери, кВт					6,8	165,3	51,8
Суммарные потери в баке, кВт					223,9		



## **Выводы**

В результате проведенных расчетов были получены значения удельных потерь и суммарных тепловых потерь в баке силового трансформатора при протекании по его обмоткам геоиндуцированного тока. Рассмотрен реальный силовой трансформатор, устанавливаемый на крупных объектах электроэнергетических систем, таких как электростанции и крупные подстанции. Разработанная методика может быть применена на практике для расчета нагрева стенок бака и обмоток силового трансформатора, а также для оценки предельно допустимого приращения температуры согласно стандарту при геомагнитных бурях.

## **Список литературы**

1. Вахнина В. В. Тепловая нагрузка бака силового трансформатора при глубоком насыщении магнитной системы // Вектор науки ТГУ. – 2011. – № 4(18). – С. 74-79.
2. ГОСТ 14209-97(МЭК 354-91). Руководство по нагрузке силовых масляных трансформаторов. Межгосударственный совет по стандартизации, метрологии и сертификации. Межгосударственный стандарт. Дата введения 01.01.2002.
3. Лейтес Л. В. Электромагнитные расчеты трансформаторов и реакторов / Л. В. Лейтес. – М.: Энергия, 1981. – 392 с.
4. Пановский В. Классическая электродинамика / В. Пановский, М. Филипс. – М.: Физматгиз, 1963. – 432 с.
5. Петров Г. Н. Электрические машины: В 3 частях: учебник для вузов. – М.: Энергия, 1974. – 240 с.

## **Рецензенты:**

Кувшинов Алексей Алексеевич, д.т.н., профессор, доцент кафедры «Электроснабжение и электротехника», федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Тольяттинский государственный университет», г. Тольятти.

Абрамов Геннадий Николаевич, д.т.н., профессор, профессор кафедры «Промышленная электроника», федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Тольяттинский государственный университет», г. Тольятти.