

УДК 621.314

Е.В. Калинин, А.И. Чивенков

РЕЗКИЙ ПОВЕРХНОСТНЫЙ ЭФФЕКТ В СТЫКАХ ШИХТОВАННЫХ СЕРДЕЧНИКОВ СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ

Нижегородский государственный технический университет
им. Р.Е. Алексеева

Рассмотрена зависимость динамических процессов от действия нормальной составляющей магнитного потока Φ_n в зоне перекрытия стыков шихтованных сердечников силовых трансформаторов. Показано, что формирование потерь на вихревые токи $R_{вп}$ от потоков Φ_n в стыках происходит при резком поверхностном эффекте, когда значения коэффициента динамики $\xi > 4$. По результатам физического моделирования потерь $R_{вп}$ в стыках прямоугольной проводящей пластины определены отличительные особенности резкого поверхностного эффекта в стыках. Поток Φ_n действует в двух узких зонах перекрытия стыков по краям стальных пластин и имеет равномерное распределение по ширине b . Удельные потери $R_{уд.вп}$ зависят от взаимного направления потоков Φ_n по краям пластины: согласного – для ступенчатых стыков типа «step-lap» или встречного – для стыков внахлест типа «butt-lap». Потери $R_{уд.вп}$ в стыках сохраняют характер зависимости от амплитуды магнитного потока $\Phi_{нм}$, частоты f , удельной электропроводности γ , но изменяют зависимость от ширины пластин b и от магнитной проницаемости в перпендикулярном направлении к плоскости пластин электротехнических сталей μ_{\perp} . С использованием намагничивающего устройства на частоте $f = 50$ Гц в условиях поверхностного эффекта от потока Φ_n проведены исследования распределения магнитной индукции по ширине прямоугольных образцов (32x100) мм трансформаторных сталей марок Э350, 3404, 3409. Определены реальные величины относительной магнитной проницаемости кремнистых сталей μ'_{\perp} , значения которых не превышают $\mu'_{\perp} < 200$. Установлено, что μ'_{\perp} для различных электротехнических сталей отличается незначительно, не чувствительна к отжигу и другим внешним воздействиям, слабо зависит от магнитной индукции основного тангенциального потока шихтованного сердечника.

Ключевые слова: вихревые токи, коэффициент динамики, магнитная проницаемость, нормальная составляющая магнитного потока, потери в стыках, резкий поверхностный эффект, силовые трансформаторы, физическая модель, шихтованный сердечник, электротехническая сталь.

1. Введение

Обсуждение проблемы потерь в стыках зачастую выявляет упрощенное понимание особенностей формирования этих потерь в различных конструкциях шихтованных магнитных систем (МС) [1-5].

Инженерные методики расчета потерь холостого хода силовых трансформаторов [1] и многочисленные предлагаемые новые решения конструкций стыков шихтованных МС [6] в течение длительного периода времени основывались на представлении, что основная часть дополнительных потерь связана с уплотнением основного магнитного потока Φ_t в зоне стыков. При этом предполагалось, что потери находятся в зависимости от размера перекрытия стыков t [1-4].

В результате экспериментов по разделению потерь в стыках установлено, что при частоте промышленной сети $f = 50$ Гц значительную долю прироста удельных потерь $\Delta P_{уд}$ составляют удельные потери на вихревые токи $P_{уд.вп}$ от нормальной составляющей магнитного потока Φ_n при переходе потока в соседние слои шихтовки, которые могут в разы превышать прирост удельных потерь на гистерезис и вихревые токи $\Delta P_{уд.гв}$ от тангенциального потока Φ_t [7-9].

Теоретически показано [8, 9], что с применением в шихтованных МС перспективных трансформаторных сталей с меньшими удельными потерями доля потерь на вихревые токи $P_{уд.вп}$ еще более возрастает. Этому имеются и экспериментальные подтверждения [4, 5].

В работе [4] проведен анализ замены стыков внахлест типа «butter» в МС силовых трансформаторах на прогрессивные ступенчатые стыки типа «step-lap» и сделан вывод об отсутствии ожидаемого снижения потерь холостого хода в связи с увеличением в стыках потерь $P_{уд.вп}$. В работе [5] выполнено экспериментальное сравнение потерь в трехфазных МС со стыками внахлест одинаковых размеров и исполнения, изготовленных из (ходовой) холоднокатаной стали и стали марки Hi-B с той же толщиной листов (0,3 мм), но с удельными потерями на 20 % ниже. Однако отношение удельных потерь в МС к удельным потерям в материале для ходовой стали оказалось на (10-12) % ниже, чем для стали Hi-B.

В обоих рассмотренных случаях [4, 5] имеют место потери $P_{уд.вп}$, связанные с динамическими процессами в стыках, которые не зависят от магнитных свойств электротехнической стали в плоскости прокатки. Эти процессы протекают в условиях резкого поверхностного эффекта (РПЭ) переменного электромагнитного поля в проводящей среде и зависят от ширины пластин сердечника b , а не от перекрытия t [8-13].

II. Постановка задачи

В работе [12] для одномерной пространственной задачи проводящей пластины (когда один из поперечных размеров много меньше другого – $b \ll L$) с постоянной магнитной проницаемостью $\mu = \text{const}$ и удельной электропроводностью γ получено аналитическое решение проникновения синусоидального электромагнитного поля с частотой f . Выводится формула удельных потерь на вихревые токи $P_{\text{уд.в}}$ с введением обобщенного параметра – коэффициента динамики ξ , являющегося отношением ширины пластины к глубине проникновения электромагнитного поля a :

$$\xi = b / a, \quad (1)$$

где a – расстояние от поверхности пластины, на котором электромагнитное поле затухает в $\sqrt{2}$ раз [12].

Значение коэффициента динамики ξ определяется выражением:

$$\xi = b \cdot \sqrt{\pi \cdot f \cdot \mu \cdot \gamma}. \quad (2)$$

При амплитуде средней по сечению магнитной индукции B_m формула потерь $P_{\text{уд.в}}$ в [12] имеет вид:

$$P_{\text{уд.в}} = \pi^2 / (6\sigma) \cdot B_m^2 \cdot \gamma \cdot b^2 \cdot f^2 \cdot F(\xi), \quad (3)$$

где:

$$F(\xi) = 3 / \xi \cdot (\text{sh}\xi - \sin\xi) / (\text{ch}\xi - \cos\xi). \quad (4)$$

Точка $\xi = 4$ является нижней границей РПЭ [12].

При значениях $\xi \geq 4$ $F(\xi) \approx 3 / \xi$, и формула (3) принимает вид:

$$P_{\text{уд.в}} = \pi^{1.5} / (2\sigma) \cdot B_m^2 \cdot b \cdot f^{1.5} \cdot \sqrt{\gamma / \mu}, \quad (5)$$

где σ – плотность материала пластины.

Последние исследования [8-11, 13] свидетельствуют о наличии РПЭ в стыках шихтованных сердечников силовых трансформаторов. На условия распространения вихревых токов в пластинах и удельные потери $P_{\text{уд.вл}}$ от потоков Φ_n в стыках оказывают влияние те же величины и в той же степени, что и в формуле (5). Изменяется только характер зависимости от линейного размера: $P_{\text{уд.вл}} \equiv \sqrt{b}$, а на процессы динамики оказывает влияние

магнитная проницаемость в перпендикулярном направлении к плоскости прокатки листовой стали μ_{\perp} .

В работе [14] проведены экспериментальные исследования магнитной проницаемости и потерь $P_{вн}$ при действии нормального магнитного потока Φ_n U – образного намагничивающего устройства (НУ) при $f = 50$ Гц на пакеты из 80 прямоугольных пластин электротехнической стали (Япония) размерами (50x100) мм и (25x100) мм. Получены эмпирические формулы: для потерь $P_{вн}$ в пластинах, близкая к формуле (5); для магнитной проницаемости μ_{AC} :

$$\mu_{AC} = L / S \cdot \sqrt{\mu / (2 \cdot \pi \cdot f \cdot \gamma)}, \quad (6)$$

где L и S – длина и площадь сечения пластины; $\mu = \mu' \cdot \mu_0$ – магнитная проницаемость материала (стали) в направлении действия магнитного потока Φ_n . Таким образом, в выражении (6) проницаемость материала $\mu = \mu_{\perp\text{мат}} = \mu'_{\perp\text{мат}} \cdot \mu_0$ и считается известной; μ_{AC} = $\mu_{пл}$ является динамической проницаемостью прямоугольной пластины при действии переменного потока Φ_n и характеризует пластину как устройство. Потребность в μ_{AC} появляется при решении статических задач проникновения внешнего магнитного поля через поверхность плоскостной ферромагнитной среды [14].

При изучении процессов формирования потерь на вихревые токи от нормальной составляющей магнитного потока в стыках шихтованных сердечников необходимой оказывается величина $\mu_{\perp\text{мат}}$ [10]. Возникает потребность исследовать связь потерь на вихревые токи $P_{вн}$ в стыках с параметрами, влияющими на развитие РПЭ. При этом важно знать $\mu_{\perp\text{мат}}$ используемых холоднокатаных сталей. Для определения $\mu_{\perp\text{мат}}$ можно воспользоваться результатами исследований [14].

III. Результаты исследования поверхностного эффекта в стыках, полученные на физической модели

Экспериментальные исследования удельных потерь $P_{уд.вн}$ от потоков Φ_n в стыках шихтованных сердечников [6,7] и на физических моделях потерь в стыках №1 и №2 [10,13] подтвердили наличие резкого поверхностного эффекта. При этом РПЭ от потоков Φ_n в стыках имеет ряд принципиальных отличий [10,11,13] (рис. 1) от классического случая проникновения плоской электромагнитной волны в проводящую пластину [12,14]:

- магнитные потоки Φ_n действуют только в зонах перекрытия, расположенных на противоположных краях пластины;
- вихревые токи распространяются за пределами зон перекрытия по всему периметру пластины [13];

- магнитный поток Φ_n в зоне перекрытия равномерно распределен по ширине пластины b , продолжая равномерно распределенный по сечению тангенциальный поток Φ_τ при переходе в соседние слои шихтовки. Отличие потоков Φ_τ и Φ_n связано только с наличием также равномерного потока воздушного зазора стыка Φ_δ (рис. 1).

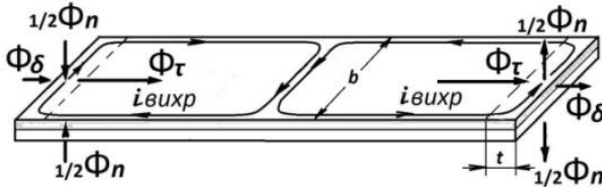


Рис. 1. Магнитные потоки Φ_τ , Φ_n и Φ_δ в зоне стыков для одной шихтовочной позиции пластин (для стыков внахлест)

В прямоугольной пластине с магнитным потоком Φ_n , равномерно распределенным вдоль большого размера L , при слабой нелинейности магнитных свойств ($\mu \approx \text{const}$) зависимость относительного значения потерь на вихревые токи P^* от отношения линейных размеров пластины L/b и различных значениях коэффициента динамики ξ находится в достаточно узком интервале между двумя крайними кривыми: для $\xi < 2$ и для $\xi \gg 4$ (рис. 2, а).

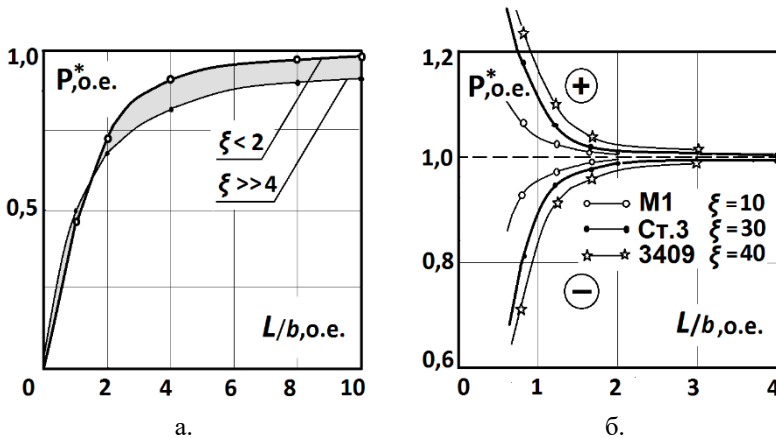


Рис. 2. Зависимости относительного значения потерь на вихревые токи от отношения линейных размеров $P^*(L/b)$ в пластине (а) и в стыках при согласных (+) и встречных (-) потоках Φ_n (б)

При этом $P^* = P_{уд.вл2} / P_{уд.вл1}$, где $P_{уд.вл2}$ – удельные потери в пластине при двухмерной постановке задачи расчета электромагнитного поля (при реальных значениях L и b), а $P_{уд.вл1}$ – при одномерной задаче (когда $L \gg b$) [10].

При действии потоков Φ_n в двух крайних зонах пластины зависимости $P^*(L/b)$ представлены сложными семействами кривых: для встречных (-) и согласных (+) потоков (рис. 2, б). При встречных потоках (-) – эффект взаимной компенсации потерь P^* [13] возрастает с ростом ξ и уменьшается с ростом (L/b) . При согласных потоках (+) для потерь P^* наблюдается асимптотическое уменьшение с ростом (L/b) , размах которого также возрастает с ростом ξ .

На рис. 2, б для сравнения представлены зависимости $P^*(L/b)$ пластин шириной $b = 100$ мм из меди М1 ($\xi = 10$) и сталей Ст.3 ($\xi = 30$), 3409 ($\xi = 40$). Наибольшее изменение кривых $P^*(L/b)$ наблюдается при $L/b < 2$, а минимальное – при $L/b > 4$.

Следует учитывать, что в проводящих пластинах из разных материалов и одинаковых: геометрических размерах, частоте f и потоке Φ_n при более высоких значениях коэффициента динамики ξ могут быть меньшие удельные потери $P_{уд.вл}$. Например: пластина 1 – медь М1 $\gamma_1 = 5,7 \cdot 10^7$ См/м; $\mu'_{\perp 1} = 1$; пластина 2 – сталь 3404 $\gamma_2 = 2 \cdot 10^6$ См/м; $\mu'_{\perp 2} = 110$.

Используем формулу (2):

$$\xi_2 / \xi_1 = \sqrt{\gamma_2 / \gamma_1 \cdot \mu'_{\perp 2} / \mu'_{\perp 1}} \approx 2,$$

и формулу для потерь (5):

$$P_{уд.вл2} / P_{уд.вл1} = \sqrt{\gamma_2 / \gamma_1 \cdot \mu'_{\perp 1} / \mu'_{\perp 2}} = 1/56.$$

Таким образом коэффициент динамики ξ у пластины из стали 3404 в 2 раза больше, а удельные потери $P_{уд.вл}$ в 56 раз меньше, чем у пластины из меди М1.

IV. Определение магнитной проницаемости μ_d электротехнической стали по экспериментальным данным

В работе [14] получены зависимости распределения по ширине пластин b относительного значения амплитуды магнитной индукции $B^* = B / B_m$ и удельных потерь $P_{уд}$ от потока Φ_n в разных слоях – m пакетов пластин с использованием специальных локальных измерительных обмоток.

На рис. 3, а представлены кривые $P_{уд(m)}$. На рис. 3, б – кривые $B^*(x)$ при различных m для пакета (50x100) мм с наибольшим динамическим эффектом от действия потока Φ_n . Потери по слоям определялись по дина-

мическим петлям гистерезиса $B(H)$. Полные потери измерялись ваттметровым методом. Потери $P_{уд(m)}$ – из условия баланса мощностей по слоям пакета. На рис. 3, в изображены зависимости $B(H)$ пакета (50x100) мм на поверхности, при $m = 1$ и внутри пакета, при $m \geq 10$.

Характер кривых на рис. 3 свидетельствует:

- в наружном слое пакета ($m = 1$) магнитный поток Φ_n распределен равномерно;
- потери $P_{уд}$ имеют свои наибольшие значения;
- при переходе потока Φ_n во внутренние слои происходит нарастающее вытеснение индукции B^* к краям пластин под действием вихревых токов;
- при $m \geq 10$ вытеснение индукции стабилизируется в соответствии с условиями [12] для РПЭ в пластинах; это подтверждают зависимости $P_{уд(m)}$ на рис. 3, а и характеристики $B(H)$ на рис. 3, в.

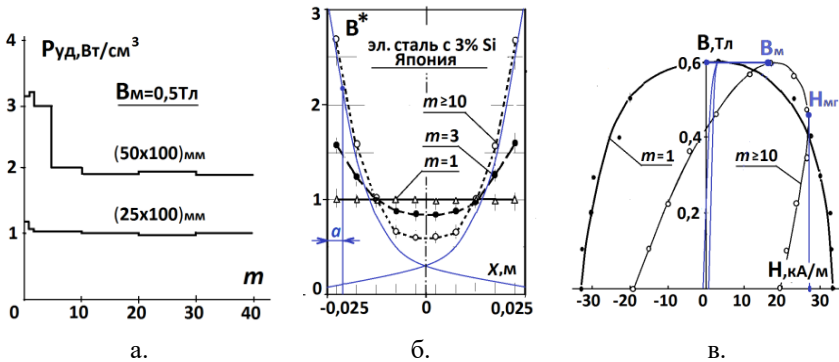


Рис. 3. Кривые $P_{уд}(m)$ для двух пакетов пластин (а); зависимости $B^*(x)$ (б) и динамические петли гистерезиса $B(H)$ (в) на поверхности ($m = 1$) и внутренних слоях ($m = 3; 10$) пакета пластин (50x100) мм [14]

Расчет $\mu_{\perp \text{ маг}}$ производим через определение коэффициентов динамики ξ при допущении $\mu = \text{const}$ двумя способами: по кривой $B^*(x)$ и по магнитной характеристике $B(H)$ при $m = 10$ (рис. 3, б, в) проведением дополнительных построений и использованием формул (1), (2), (7).

Способ 1. Распределение магнитной индукции B^* по ширине пластины b является результатом сложения двух равных затухающих экспоненциальных кривых проникновения магнитной индукции с противоположных сторон пластины [15] (на рис. 3, б – нанесены сплошными тонкими линиями).

Исходя из физического смысла глубины проникновения – уменьшения B^* в $\sqrt{2}$ раз на расстоянии a от поверхности пластины [12], выполняем дополнительные построения (рис. 3, б) и определяем: $a \approx 0,004\text{м}$. Из равенства (1) находим значение коэффициента динамики материала $\xi_{\text{мат}}$ [15]:

$$\xi_{\text{мат}} \approx 12,5.$$

Способ 2. В работах [16, 17] даны практические рекомендации по восстановлению магнитной проницаемости материала $\mu_{\text{мат}}$ по проницаемости пластины $\mu_{\text{пл}}$ через зависимость соответствующих коэффициентов динамики: $\xi_{\text{пл}}(\xi_{\text{мат}})$.

Зависимость $B(H)$ является динамической магнитной характеристикой пластины [16,17], где $B = B_{\text{ср}}$ средняя по сечению магнитная индукция, $H = H_c$ напряженность на границе (поверхности пластины). Определяем их максимальные значения: $B_{\text{м}}$ и $H_{\text{мг}}$ (на рис. 3, в – сплошными тонкими линиями): $B_{\text{м}} = 0,6 \text{ Тл}$; $H_{\text{мг}} \approx 28 \text{ кА/м}$.

Вычисляем магнитную проницаемость пластины, как: $\mu_{\text{пл}} = B_{\text{м}} / H_{\text{мг}}$. По формуле (2) при $b = 0,05 \text{ м}$, $\gamma = 2 \cdot 10^6 \text{ См/м}$ (для стали с 3% Si) и $f = 50 \text{ Гц}$ определяем значение коэффициента динамики пластины $\xi_{\text{пл}}$:

$$\xi_{\text{пл}} \approx 4,1.$$

В работе [17] для случая $\mu = \text{const}$ выведена формула $\xi_{\text{пл}}(\xi_{\text{мат}})$:

$$\xi_{\text{пл}} = \sqrt{\xi \cdot \sqrt{2 \cdot (\cosh \xi - \cos \xi) / (\cosh \xi + \cos \xi)}}, \text{ где } \xi = \xi_{\text{мат}}. \quad (7)$$

Значению $\xi_{\text{пл}} = 4,1$ в (7) соответствует $\xi_{\text{мат}} = 11,9$. Принимаем $\xi_{\text{мат}} = 12$.

Совпадение полученных двумя способами результатов показывает также, что пластины изготовлены из стали с содержанием 3% Si.

Из выражения (2) при $\xi_{\text{мат}} = 12$ определяем значение относительной магнитной проницаемости материала японской электротехнической стали $\mu_{\perp \text{мат}}$ (в дальнейшем символ «мат» опускается):

$$\mu_{\perp \text{мат}} = \mu_{\wedge} \approx 150.$$

На рис. 3, в сплошными тонкими линиями изображена гистерезисная характеристика $B(H)$ материала, построенная в соответствии с найденным значением μ_{\perp} .

V. Определение реальных значений μ_{\perp} отечественных холоднокатаных кремнистых сталей

В работе [10] определение μ_{\perp} листовой стали Ст.3 производилось по потерям $P_{вн}$ прямоугольной пластины от нормального потока Φ_n в П-образном НУ при условии $\xi > 4$, когда под влиянием эффекта вытеснения магнитного потока в формуле (6) появляется зависимость от μ_{\perp} : $P_{вн} \equiv \sqrt{(1 / \mu_{\perp})}$. Исследованиями на пакете прямоугольных пластин [14] фактически доказано, что магнитный поток Φ_n , создаваемый НУ, в тонкой пластине принудительно распределен равномерно, как при $m = 1$ на рис. 3, б, и потери $P_{вн}$ оказываются выше, чем при РПЭ (при $m \geq 10$ на рис. 3, а). Соответственно, расчетное значение μ_{\perp} стали Ст.3 в работе [10] является заниженным (\approx на 40%).

Экспериментальное определение μ_{\perp} листовых сталей проводим на пакете прямоугольных пластин размером (32x100) мм. В отличие от работ [10,14] переменный магнитный поток Φ_n на частоте $f = 50$ Гц создается намагничивающей обмоткой $W_n = 200$, расположенной непосредственно на исследуемом пакете (рис. 4, а). Это обеспечивает свободно затухающее проникновение магнитного потока Φ_n от поверхности во внутренние слои сечения пластин [12].

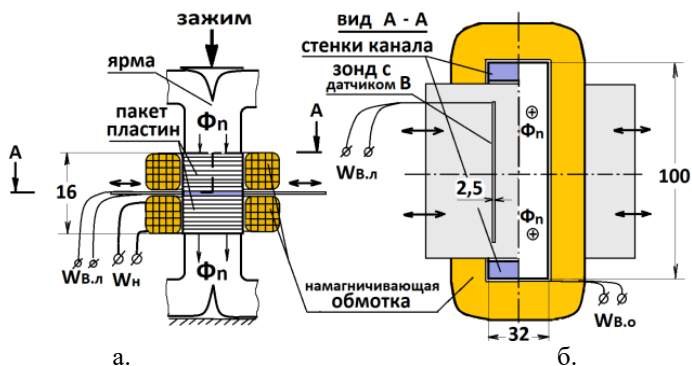


Рис. 4. Определение μ_{\perp} на пакете прямоугольных пластин с замыкающими ярами

Многослойный пакет толщиной 16 мм и обмотка W_n разделены на две равные секции узким воздушным промежутком с направляющими, образующими поперечный канал для свободного перемещения зонда с локальной измерительной обмоткой магнитной индукции $W_{в.л} = 3$ шириной 2,5 мм (рис. 4, б).

Контроль потока Φ_n осуществляется охватывающей обмоткой $W_{B,o} = 3$. Для обеспечения симметричного распределения и достаточного уровня магнитного потока в прямоугольных пластинах устройство охватывается ярмами Ш-образной формы (рис. 4).

На рис. 5 представлены зависимости $B^*(x)$ при значениях $B_m \leq 0,25$ Тл, то есть при условиях, близких к $\mu = \text{const}$, полученные на шихтованных пакетах пластин для стали Ст.3 и трансформаторных сталей марок: Э350, 3404 и 3409.

Как видно из эпюр $B^*(x)$ на рис. 5,б-г, для электротехнических сталей Э350, 3404 и 3409 с возрастающими значениями $\xi = (5,86; 6,67; 7,91)$ при значениях $\mu'_\perp = (85; 110; 155)$ соответствуют и большие уровни затухания индукции в центре пластин. У Ст.3 в пять раз выше, чем у сталей с 3% Si, электропроводность $\gamma = 10^7$ См/м и поэтому наиболее выраженная динамика ($\xi = 10$) при меньшем значении проницаемости $\mu'_\perp = 50$ (рис. 5, а).

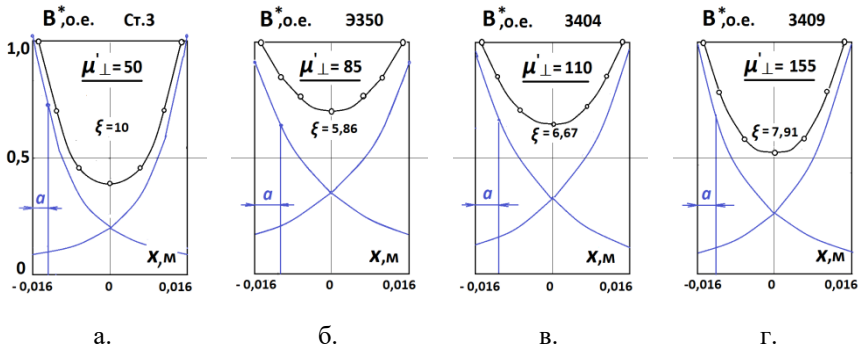


Рис. 5. Экспериментальные зависимости $B^*(x)$ для пластин (32x100) мм листовых сталей: Ст.3, $d = 1,5$ мм (а); сталь Э350, $d = 0,15$ мм (б); сталь 3404, $d = 0,35$ мм (в); сталь 3409, $d = 0,30$ мм (г)

VI. Влияние магнитной индукции B_τ от тангенциального потока Φ_τ на проницаемость μ_\perp

Исследование влияния на проницаемость μ'_\perp наличия магнитной индукции B_τ проводим с использованием предложенной в работе [13] физической модели потерь в стыках № 2, имеющей намагничивающие устройства НУ1; НУ2 с обмотками W_n ; W_{nt} для создания и контроля нормального потока Φ_n (рис. 6, а).

Для создания тангенциальной индукции B_τ в образце листовой электротехнической стали вырезано прямоугольное окно и намотаны намагничивающая $W_o = 120$ и измерительная $W_{нт} = 10$ обмотки (рис. 6, б). Для ис-

ключения перехода потока Φ_T в ярма намагничивающих устройств НУ1 и НУ2 на образце сверху и снизу в зонах полюсов НУ наклеены прокладки из текстолита толщиной 1 мм.

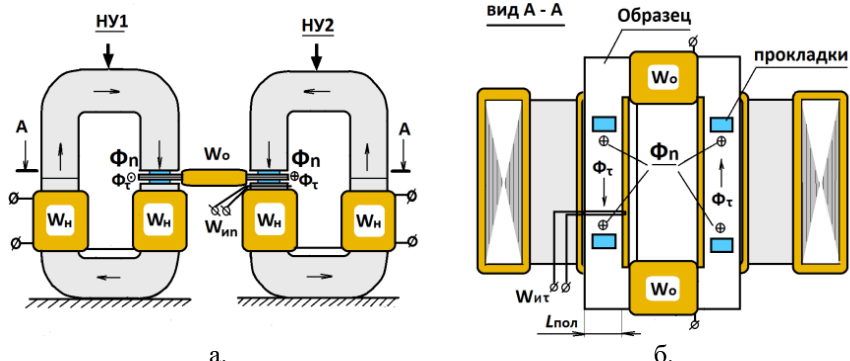


Рис. 6. Определение зависимости μ'_{\perp} от тангенциальной составляющей магнитной индукции B_{τ} на физической модели № 2

Методом баланса мощностей [10,13] определены потери $P_{вн}$ в образце при отсутствии и наличии индукции B_{τ} . В соответствии с формулой (5) отношение квадратов значений потерь $P_{вн}$ пропорционально изменению значений магнитной проницаемости μ'_{\perp} при наличии тангенциальной составляющей индукции B_{τ} .

Максимальное уменьшение магнитной проницаемости μ'_{\perp} от действия тангенциальной составляющей индукции для сталей 3404 и 3409 составило $\approx (15-25)\%$, причем уже при значении амплитуды $B_{мт} = 0,5$ Тл и имеет место снижение на $\approx 10\%$.

VIII. Обсуждение результатов

1. Холоднокатаные трансформаторные стали имеют полосовую доменную структуру [18] и отличаются высоким уровнем магнитных свойств и их повышенной чувствительностью к внешним условиям [19]. Максимальные значения проницаемости μ' в направлении прокатки различных марок этих сталей находятся в широких пределах: ($10^4 - 10^5$) и более.

Магнитная проницаемость μ'_{\perp} исследованных марок трансформаторных сталей различается незначительно и имеет предельно низкие значения < 200 . Проницаемость μ'_{\perp} практически не чувствительна к отжигу и различным воздействиям.

2. При сохранении основных закономерностей формирования удельных потерь $P_{уд.вн}$ поверхностный эффект от потоков Φ_n в стыках принципиально отличается от классической задачи проводящей пластины,

рассмотренной в [12], где вихревые токи замыкаются внутри зоны действия переменного магнитного потока и вытесняют его к поверхности пластины пропорционально значению коэффициента динамики ξ . Удельные потери на вихревые токи пропорциональны ширине пластины $P_{уд.в} \equiv b$ и зависят от соотношения линейных размеров L/b (рис. 2, а).

Для нормального потока Φ_n в стыках шихтованных сердечников силовых трансформаторов при низких значениях μ_{\perp} остается справедливым условие $\xi \gg 4$, соответствующее наличию резкого поверхностного эффекта. Магнитные потоки Φ_n в стыках пластины сосредоточены в узких зонах перекрытия, равномерно распределены по ширине пластины независимо от величины ξ ; контуры вихревых токов от действия потоков Φ_n замыкаются по всему периметру пластины за пределами зон стыков. Удельные потери на вихревые токи $P_{уд.вн}$ от потоков Φ_n пропорциональны: $P_{уд.вн} \equiv \sqrt{b}$ и имеют отличающиеся зависимости от соотношения линейных размеров пластин L/b для согласных потоков (+), характерных для ступенчатых стыков типа «step-lap» и встречных (-) потоков стыков (рис. 2, б) для стыков внахлест типа «butt-lap».

3. Следует учитывать, что кроме более высоких относительных значений потерь на вихревые токи P^* при согласных потоках (+) на рис. 2, б в стыках типа «step-lap» при одинаковых уровнях рабочего потока и прочих равных условиях в магнитных системах силовых трансформаторов нормальный поток Φ_n имеет вдвое большие значения, чем в стыках типа «butt-lap» при встречных потоках (-). При этом абсолютные значения удельных потерь $P_{уд.вн}$ в стыках типа «step-lap» оказываются до 4 раз выше, чем в стыках типа «butt-lap» [11].

VIII. Выводы

1. В шихтованных сердечниках силовых трансформаторов имеет место резкий поверхностный эффект от действия нормальных составляющих магнитного потока в стыках. Удельные потери на вихревые токи от нормальных потоков в стыках замыкаются в пластинах за пределами зон перекрытия стыков и зависят от взаимного направления потоков: встречного – для стыков внахлест типа «butt-lap» и согласного – для ступенчатых стыков типа «step-lap».

2. Потери на вихревые токи от нормального потока в стыках находятся в зависимости от магнитной проницаемости листовой электротехнической стали в перпендикулярном направлении к плоскости прокатки. Последние имеют предельно низкие значения, мало отличаются для различных марок сталей, нечувствительны к внешним воздействиям.

3. Независимо от используемых марок кремнистых сталей силовых трансформаторов, поверхностный эффект и удельные потери на вихревые токи от нормальных магнитных потоков в стыках находятся в зависимости

только от геометрических параметров шихтованных магнитных системах: толщины и ширины пластин, конструктивных особенностей стыков.

© Калинин Е.В., 2019

© Чивенков А.И., 2019

Библиографический список

- [1] Тихомиров П.М. Расчет трансформаторов. М.: Энергоатомиздат, 1986. – 528 с.
- [2] Černý V. Příspěvek k problematice viřivých proudů ve spojích transformátorových plechů // Elektrotechnický obzor, SV72. 1983. № 11. P. 651-652.
- [3] Nakata T., Kawase Y., Nakano M. Accuracy of magnetic field strength measurement by single sheet testers // Electrical Engineering in Japan. 1987. № 107 (1). P. 50-58.
- [4] Левин М.И., Пентегов И.В., Рымар С.В., Лавренюк А.В. Анализ конструкций шихтованных магнитопроводов силовых трехфазных трансформаторов // Электротехника і Електромеханіка. 2014. № 1. С. 40-43.
- [5] Moses A.J., Sakaida A. Effect of distorted flux density on three phase transformer cores assembled from high quality electrical steels // IEEE Transactions on Magnetics. 1986. № 22 (5). P. 532-534.
- [6] Кравченко А.Н. Анализ эффективности мероприятий по снижению добавочных потерь в мощных силовых трансформаторах // IV Респ. научн.-техн. конф. «Современные проблемы энергетики. Электроэнергетическое оборудование», октябрь 1985, Киев. С. 88-89.
- [7] Калинин Е.В. Потери в стыках шихтованных сердечников. Часть 1. Экспериментальное исследование основных влияющих факторов прироста электромагнитных потерь // IV Всерос. научн.-техн. конф. «Актуальные проблемы электроэнергетики», 2018, Нижний Новгород, Россия. С. 53-61.
- [8] Калинин Е.В., Чернов А.И. Потери в стыках шихтованных сердечников. Исследование возможностей снижения прироста потерь // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. 2018. № 4 (123). С. 123-134.
- [9] Калинин Е.В., Чивенков А.И. Прогнозирование прироста потерь в стыках сердечников силовых трансформаторов // Интеллектуальная электротехника. 2018. № 3. С. 87-101.
- [10] Калинин Е.В., Чивенков А.И. Физическая модель потерь в стыках шихтованных сердечников // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. 2019. № 1 (124). С. 109-118.
- [11] Калинин Е.В., Чивенков А.И. Анализ конструкций стыков шихтованных магнитных систем силовых трансформаторов // Интеллектуальная электротехника. 2019. № 1 (5). С. 69-83.
- [12] Ламмеранер Й., Штафль М. Вихревые токи. М.: Изд-во Энергия, 1967. – 208 с.
- [13] Калинин Е.В., Чивенков А.И. Исследование нормальной составляющей магнитного потока в стыках шихтованных сердечников // Интеллектуальная электротехника. 2019. № 3 (7). С. 86-101.

- [14] Yagisawa T., Takekoshi Y., Wada S. Magnetic properties of laminated steel sheets for normal fluxes // Journal of Magnetism and Magnetic Materials. 1982. № 26. P. 340-342.
- [15] Васютинский С.В. Вопросы теории и расчета трансформаторов. Л.: Энергия, 1970. – 432 с.
- [16] Калинин Е.В. Определение кривой намагничивания листовых электротехнических сталей на переменном токе // Электрооборудование промышленных установок. 1988. С. 113-116.
- [17] Калинин Е.В. Магнитное поле в анизотропном шихтованном сердечнике. Рекомендации к определению степени магнитной анизотропии холоднокатаных электротехнических сталей // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. 2018. № 2 (121). С. 96-105.
- [18] Зайкова В.А., Старцева И.Е., Филиппов Б.Н. Доменная структура и магнитные свойства электротехнических сталей. М.: Наука, 1992. – 272 с.
- [19] Дружинин В.В. Магнитные свойства электротехнических сталей. М.: Энергия, 1974. – 240 с.

E.V. Kalinin, A.I. Chivenkov

SHARP SURFACE EFFECT IN JOINTS OF LAMINATED CORES OF POWER TRANSFORMERS

Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev
Nizhny Novgorod, Russia

Abstract. The conditions of dynamic processes from the action of the normal component of the magnetic flux Φ_n in the overlapping zone of the joints of the laminated cores of power transformers are considered. Studies have shown that the formation of losses due to eddy currents P_{en} from flows Φ_n at the joints occurs with a sharp surface effect when the dynamics coefficient $\xi > 4$. Using the results of physical modeling of losses P_{en} at the joints of a rectangular conducting plate, distinctive features of a sharp surface effect at the joints are determined. The normal flux Φ_n acts in two narrow zones of overlapping joints along the edges of steel plates and has a uniform distribution over the width b . The eddy current circuits are closed around the entire perimeter of the plates outside the flows Φ_n , and the specific losses $P_{s,en}$ depend on the ratio of linear dimensions L / b , where L is the length of the plate. The specific losses $P_{s,en}$ depend on the mutual direction of the fluxes Φ_n along the plate edges: consonant – for step joints of the «step-lap» type or counter-flow – for overlaps of the «butt-lap» type. Losses $P_{s,en}$ at the joints retain the general character of the dependence on the magnetic flux amplitude Φ_{nm} , frequency f , electrical conductivity γ , but they change the dependence on the plate width b and depend on the magnetic permeability in the perpendicular direction to the plane of the plates of electro-technical steels μ_{\perp} , information about which are absent in literary sources. Using a special magnetizing device at a frequency of $f = 50$ Hz under conditions of a sharp surface effect from normal magnetic flux, experimental studies of the distribu-

tion of magnetic induction over the width of rectangular samples (32x100) mm of transformer steels E350, 3404, 3409 have been conducted. The real values of the relative magnetic permeability of the silicon steels μ_{\perp} . The latter have low values not exceeding $\mu_{\perp} < 200$. Studies have shown that the magnetic permeability μ_{\perp} for various electrical steels differs slightly, is not sensitive to annealing and other external influences, has a weak dependence on the magnetic induction of the main tangential flow of the laminated core.

Keywords: dynamic coefficient, eddy currents, electrical steel, laminated core laminated core, loss at the joints, magnetic permeability, normal component of the magnetic flux, physical model, power transformers, sharp surface effect.

References

- [1] P.M. Tikhomirov, *Raschet transformatorov (Calculation of transformers)*. Moscow: Energoatomizdat, 1986 (in Russian).
- [2] V. Černý, «Příspevek k problematice vířivých proudů ve spojích transformátorových plechů», *Elektrotechnický obzor, SV72*, vol. 11, pp. 651-652, 1983 (in Czech).
- [3] T. Nakata, Y. Kawase and M. Nakano, «Accuracy of magnetic field strength measurement by single sheet testers», *Electrical Engineering in Japan*, vol. 107, no. 1, pp. 50-58, Jan./Feb. 1987.
- [4] M.I. Levin, I.V. Pentegov, S.V. Rymar and A.V. Lavrenyuk, «Analysis of three-phase power transformer laminated magnetic core designs», *Electrical engineering & Electromechanics*, vol. 1, pp. 40-43, 2014.
- [5] A.J. Moses and A. Sakaida, «Effect of distorted flux density on three phase transformer cores assembled from high quality electrical steels», *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 22, no. 5, pp. 532-534, Sep. 1986.
- [6] A.N. Kravchenko, «Analiz effektivnosti meropriyatiy po snizheniyu dobavochnykh poter' v moshchnykh silovykh transformatorakh (Analysis of the effectiveness of measures to reduce additional losses in powerful power transformers)», in proc. *IV Rep. sci.-tech. conf. «Sovremennye problemy energetiki. Elektroenergeticheskoe oborudovanie (Modern problems of energy. Power Equipment)»*, 1985, Kiev, pp. 88-89 (in Russian).
- [7] E.V. Kalinin, «Poteri v stykah shihtovannykh serdechnikov. Chast' 1. Ehksperimental'noe issledovanie osnovnykh vliyayushchih faktorov prirosta ehlektromagnitnykh poter' (Losses at the joints of the laminated cores. Part. 1. An experimental study of the main influencing factors of the increase in electromagnetic losses)», in proc. *IV All-Russian conf. «Aktual'nye problemy energetiki (Actual problems of the electric power industry)»*, pp. 53-61, 2018 (in Russian).
- [8] E.V. Kalinin and A.I. Chernov, «Losses at the joints of laminated cores. Investigation of the possibilities of reducing the increase of losses», *Transactions of NNSTU n.a. R.E. Alekseev*, no. 4 (123), pp. 123-134, 2018.
- [9] E.V. Kalinin and A. I. Chivenkov, «Forecasting the increase of losses in joints of power transformers core», *Smart Electrical Engineering*, no. 3, pp. 87-101, 2018.
- [10] E.V. Kalinin and A.I. Chivenkov, «Physical model of losses at joints of laminated cores», *Transactions of NNSTU n.a. R.E. Alekseev*, no. 1 (124), pp. 109-118, 2019.

-
- [11] E.V. Kalinin and A.I. Chivenkov, «Analysis of constructions of joints of laminated magnetic systems of power transformers», *Smart Electrical Engineering*, no. 1 (5), pp. 69-83, March 2019.
- [12] J. Lammeraner and M. Shtafl, *Vikhrevyye toki (Eddy Currents)*. Moscow: Energiya, 1967 (in Russian).
- [13] E.V. Kalinin and A.I. Chivenkov, «Study of magnetic flow normal component in joints of laminated cores», *Smart Electrical Engineering*, no. 3 (7), pp. 86-101, Sept. 2019 (in Russian).
- [14] T. Yagisawa, Y. Takekoshi and S. Wada, «Magnetic properties of laminated steel sheets for normal fluxes», *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, no. 26, pp. 340-342, 1982.
- [15] S.V. Vasyutinskiy, *Voprosy teorii i rascheta transformatorov (Questions of theory and calculation of transformers)*. St. Petersburg: Energiya, 1970 (in Russian).
- [16] E.V. Kalinin, «Opredeleniye krivoy namagnichivaniya listovykh elektrotekhnicheskikh staley na peremennom toke (Determination of the magnetization curve of sheet electrotechnical steels with alternating current)», *Elektrooborudovaniye promyshlennykh ustanovok*, pp. 113-116, 1988 (in Russian).
- [17] E.V. Kalinin, «Magnetic field in an anisotropic laminated magnetic core. Part 1. Recommendations for determining the degree of magnetic anisotropy of cold-rolled electrical steels», *Transactions of NNSTU n.a. R.E. Alekseev*, no. 2 (121), pp. 96-105, 2018.
- [18] V.A. Zaykova, I.E. Startseva and B.N. Filippov, *Domennaya struktura i magnitnyye svoystva elektrotekhnicheskikh staley (Domain structure and magnetic properties of electrical steel)*. Moscow: Nauka, 1992 (in Russian).
- [19] V.V. Druzhinin, *Magnitnyye svoystva elektrotekhnicheskikh staley (Magnetic properties of electrical steel)*. Moscow: Energiya, 1974, P. 240 (in Russian).