

УДК 621.314

Е.В. Калинин, А.И. Чивенков

## ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПРИРОСТА ПОТЕРЬ В СТЫКАХ СЕРДЕЧНИКОВ СИЛОВЫХ ТРАНСФОРМАТОРОВ

Нижегородский государственный технический университет  
им. Р.Е. Алексеева

Необходимость в расчетных методах прогнозирования дополнительных удельных потерь в стыках  $\Delta P_{уд}$  магнитных систем силовых трансформаторов обусловлена проблемами их опытного определения. Трудности измерения потерь связаны с особенностями применяемых текстурованных электротехнических сталей с полосовой доменной структурой, отличающихся высокими уровнями и анизотропией магнитных свойств, их зависимостью от механических воздействий, условий динамических процессов. В силу влияния многих факторов важным становится анализ структуры прироста  $\Delta P_{уд}$ . В результате специальных экспериментов с шихтованными сердечниками: кольцевым – из стали 2412 и П-образным – из стали 3406 определены структура прироста потерь в косых стыках:  $\Delta P_{уд}$ , как сумма прироста объединенных удельных потерь на гистерезис и вихревые токи  $\Delta P_{уд.гв}$  от основного тангенциального магнитного потока  $\Phi_t$  (при малых значениях коэффициента динамики) и удельных потерь на вихревые токи  $P_{уд.вп}$  от нормальной составляющей потока в стыках  $\Phi_n$  (при значениях коэффициента динамики, соответствующих резкому поверхностному эффекту). Выявлены уровни и характер зависимостей составляющих прироста удельных потерь: от амплитуды магнитной индукции  $B_m$ , удельных потерь в стали  $P_{уд}(B_m)$ , частоты перемагничивания  $f$  при различных количестве пластин сердечника в шихтовке  $m$ , их толщине  $d$  и ширине  $b$ . Установлены общие закономерности определения  $\Delta P_{уд}$  для класса текстурованных сталей. Получены базовые зависимости относительных значений структурных составляющих прироста:  $\delta P_{уд.гв}$  и  $\delta P_{уд.вп}$  П-образного сердечника из стали 3406 и формулы коэффициентов, позволяющие проводить прогнозирование прироста потерь в косых стыках сердечников трансформаторов при других значениях их параметров и условий перемагничивания для различных марок текстурованных холоднокатаных сталей. Сформулирована методика расчета и приведен пример прогнозирования  $\Delta P_{уд}$ .

**Ключевые слова:** косые стыки, прогнозирование прироста потерь, разделение потерь, структура прироста потерь, шихтованный сердечник трансформатора, холоднокатаная электротехническая сталь.

### 1. Введение

С внедрением стыков в шихтованные магнитные системы (МС) возникли: необходимость оценки величины связанных с ними дополнитель-

ных потерь; потребность в понимании особенностей физических процессов и структуры прироста потерь в стыках. Исследования прироста потерь, обусловленных наличием стыков, затруднены зависимостью потерь от технологических и конструкционных особенностей изготовления МС [1-4], высокой чувствительностью крупной полосовой доменной структуры (ДС) текстурованных сталей к механическим воздействиям и динамике перемагничивания [5, 6], сложностью измерения потерь при низком коэффициенте мощности [1]. При изучении влияния стыков делались попытки [7, 8] традиционного деления прироста потерь на гистерезисные и вихревые [9]. При этом не учитывается принципиальное отличие условий перемагничивания в зоне стыка от основного тангенциального магнитного потока  $\Phi_\tau$  в пластинах сердечника и нормального к плоскости пластин потока  $\Phi_n$  при переходе магнитного потока в соседние пластины. Из – за отсутствия обоснованной структуры потерь совершенствование конструкции стыков производилось практически «вслепую» и было направлено в основном на уменьшение концентрации магнитной индукции в зоне стыков и отклонения вектора индукции от направления прокатки (НП) стали для снижения гистерезисных и вихревых потерь от потока  $\Phi_\tau$ .

Целью исследования является определение структуры прироста удельных потерь  $\Delta P_{уд}$  характера зависимостей, составляющих прироста от параметров косых стыков и условий перемагничивания для получения возможностей прогнозирования потерь перспективных проектов при использовании новых марок сталей.

## **II. Постановка задачи. Условия перемагничивания от тангенциального и нормального потоков в стыках – $\Phi_\tau$ и $\Phi_n$ .**

Предлагается рассматривать потери в стыках с позиции особенностей формирования их под действием двух переменных магнитных потоков, действующих в принципиально отличающихся динамических условиях. В монографии [10] при рассмотрении поверхностного эффекта от синусоидального магнитного потока с частотой  $f$  в бесконечной проводящей пластине (при  $l \gg d; b$ ) длиной  $l$  и с поперечными размерами: толщиной  $d$  и шириной  $b$ , удельной электропроводностью  $\gamma$  и постоянной магнитной проницаемостью  $\mu = \text{const}$  вводится коэффициент динамики  $\xi$ .

Для основного потока  $\Phi_\tau$  поперечным размером является толщина пластин  $d$ , которая для современных электротехнических сталей на промышленной частоте  $f = 50$  Гц должна обеспечивать полное «промагничивание» пластины по всему поперечному сечению; это справедливо при условии  $\xi_\tau = d \cdot \sqrt{\pi \cdot f \cdot \mu \cdot \gamma} < 1,5$  (для  $\mu = \mu_{\max}$ ) [11]. Амплитуда магнитной индукции  $B_{\text{мг}}$  находится в пределах рабочих величин для режимов работы силовых трансформаторов. Прирост удельных потерь от перераспределения потока  $\Phi_\tau$  в стыках (рис. 1, а) будет иметь традиционные составляю-

щие: удельных потерь на гистерезис  $\Delta P_{\text{удг}}$  и вихревые токи  $\Delta P_{\text{удв}}$ . Последние определяются исходным уровнем удельных потерь в стали  $P_{\text{уд}}$  и поэтому существенно зависят от угла  $\alpha$  вектора индукции  $B$  к НП [9, 12] в зависимости от конструкции стыка [2] и степени магнитной анизотропии стали  $K$ , равной отношению максимальных магнитных проницаемостей по осям анизотропии [6].

Для получения качественной оценки проанализируем ориентацию векторов магнитного поля  $B$  и  $H$  от потока  $\Phi_t$  в зоне перекрытия  $t$  косого стыка в произвольно взятых смежных точках 1 (2) на границе соседних пластин, изготовленных из одной стали: ярма – точка 1 и стержня – точка 2 (рис. 1, б). Допускаем, как и в [13], что магнитная анизотропия стали носит линейный 90 – градусный характер. При этом связь между векторами  $B$  и  $H$  имеет тензорный вид, означающий наличие между ними пространственного угла  $\psi$  (рис. 1, б), определяемого, как:

$$\Psi = \arctg (K \cdot \text{tg } \alpha) - \alpha. \quad (1)$$

В работе [6] отмечено, что в для динамических магнитных характеристик пластин вектор  $B$  соответствует средней по толщине пластины магнитной индукции, а вектор  $H$  – напряженности на поверхности пластины. В принятой на рис. 1, б декартовой системе координат ( $x$ ;  $y$ ) направления осей совпадают с направлениями прокатки пластин сердечника трансформатора. Для стержня НП соответствует оси « $y$ », для ярма – оси « $x$ ». Из условия непрерывности тангенциальной составляющей напряженности на границе двух сред следует равенство (совпадение) векторов  $H$  в точках 1 (2).

При равенстве векторов  $H$  модули  $|B|$  в точках 1, (2) соседних пластин равны или близки к равенству. Из условия нечетной симметрии магнитной анизотропии соседних пластин векторы  $H$  будут направлены по биссектрисе угла между осями ( $x$ ;  $y$ ), под углом  $45^\circ$  к каждой оси; При равенстве проекций  $H_x = H_y$ , отношение проекций  $B$  равно степени магнитной анизотропии  $K$ , которая для современных текстурованных холоднокатаных сталей принимает значения  $K = (10 \div 20)$  и более [13]. Направления векторов  $B$  в зоне перекрытия стыка приближаются к НП своей пластины – стержня или ярма (рис. 1, б). Расположение векторов  $B$  в точках 1 (2) пластин ярма и стержня показано для значения  $K = 10$ , для точки 1 –  $B_x = 10 \cdot B_y$ ; для точки 2 –  $B_y = 10 \cdot B_x$ . Угол отклонения  $\alpha$  вектора  $B$  от НП в обеих точках составляет:

$$\alpha = \arctg (1 / K) = 5,71^\circ. \quad (2)$$

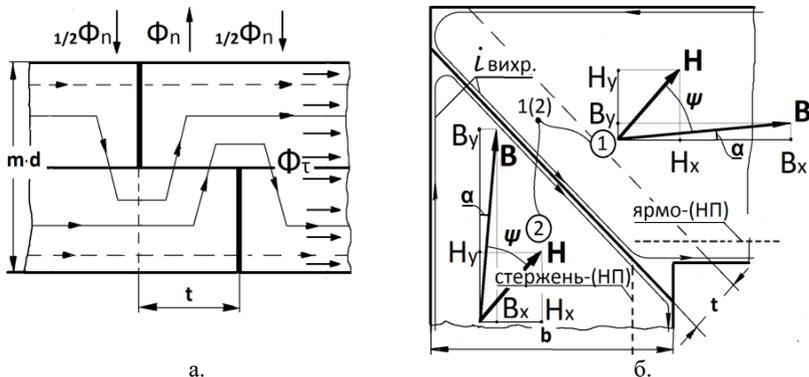


Рис. 1. Перераспределение магнитного потока в косом стыке (а); направления векторов магнитного поля в зоне косого стыка (б)

Это находится в соответствии и с результатами экспериментов [14]. Таким образом, в зоне реального косого стыка сердечника из текстурированной стали для потока  $\Phi_\tau$  положения  $H$  всегда близки к углу  $45^\circ$ , а направления вектора  $B$  в непосредственной близости к НП. С учетом исследований [14, 15] прирост удельных потерь в стыках  $\Delta P_{уд.г}$  и  $\Delta P_{уд.в}$  может быть объединен в  $\Delta P_{уд.гв}$  и находится в пропорциональной зависимости от величины удельных потерь  $P_{уд}$  стали в НП.

В работе [16] отмечено значительное влияние потока  $\Phi_n$  на потери в стыках, однако, как и в [7], авторы ошибочно связывают его с величиной перекрытия стыка  $t$ , ничего не говоря о специфике динамики. Исследованиями [15] показано, что для потока  $\Phi_n$  поперечным размером при расчете  $\xi$  служит ширина пластин сердечников  $b$ .

Даже при низких значениях относительной магнитной проницаемости в направлении действия потока  $\Phi_n$   $\mu' \leq 500$  ( $\mu \leq 0,00063$  Гн/м),  $\gamma = 2 \cdot 10^6$  См/м (для сталей с 3% Si) и  $b = 0,1$  м значение  $\xi_n = b \sqrt{\pi \cdot f \cdot \mu \cdot \gamma} \approx 44$ . Это соответствует условию РПЭ в пластине, наступающему в линейной среде уже при  $\xi > 4$  [10].

Соотношение потоков  $\Phi_n$  и  $\Phi_\tau$  определяется выражением:

$$(\Phi_n = B_n \cdot t \cdot b) \leq (\Phi_\tau = B_\tau \cdot m \cdot d \cdot b), \quad (3)$$

где  $m$  – число пластин позиции шихтовки,  $t$  – размер перекрытия стыка (рис. 1). Знак неравенства обусловлен тем, что часть магнитного потока  $\Phi_n$ , возрастающая с насыщением стали, проходит через технологический зазор в стыке (рис. 1, а – пунктиром). Амплитуда средней по сечению зоны перекрытия стыка индукции  $B_{мн}$  от потока  $\Phi_n$  в десятки раз меньше  $B_{мг}$ :

$$B_{мп} \leq B_{мг} \cdot m \cdot d \cdot b / (t \cdot b); \text{ т.е. } B_{мп} \leq B_{мг} \cdot (m \cdot d) / t. \quad (4)$$

Так же, как в [14, 15], полагаем, что прирост удельных потерь от действия  $\Phi_n$  в условиях РПЭ связан только с удельными потерями на вихревые токи  $P_{уд.вп}$ , контуры которых вытесняются к наружным границам пластин (рис. 1, б). Потерями на гистерезис можно пренебречь в виду малости  $B_{мп}$ . Потери  $P_{уд.вп}$  зависят от заданных рабочих значений амплитуды индукции  $B_m$ , частоты  $f$ , удельной электропроводности стали  $\gamma$ , толщины  $d$ , ширины  $b$  и числа пластин в шихтовке  $m$  и в условиях РПЭ практически не зависят от магнитных свойств материала в НП. В целом, процессы от действия потоков  $\Phi_\tau$  и  $\Phi_n$  и связанных с ними контуров замыкания вихревых токов, происходят в ортогональных плоскостях при резко отличающихся значениях коэффициентов динамики  $\xi_\tau$  и  $\xi_n$  и малых уровнях индукции от потока  $\Phi_n$ . Поэтому принимаем допущение о суперпозиции этих процессов диссипации энергии и связанных с ними добавочных потерь в зоне стыков.

### III. Результаты экспериментального исследования прироста потерь в стыках кольцевого и П-образного сердечников

Исследования прироста потерь в стыках проводились на двух шихтованных сердечниках: кольцевом из динамной стали и П-образном из текстурованной стали (рис. 2).

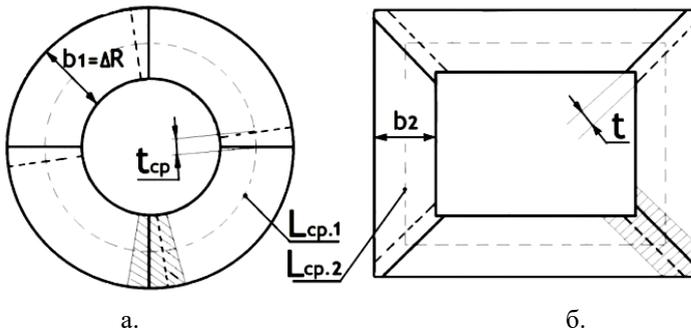


Рис. 2. Шихтованные сердечники: кольцевой из динамной стали (а); П-образный из текстурованной стали (б)

Проведенные анализ направлений вектора  $B$  в зоне косого стыка и исследование распределения магнитного поля в кольцевом анизотропном сердечнике [17] подтвердили правомерность выбора для изучения структуры прироста потерь шихтованного сердечника кольцевой формы ( $C_{№1}$ )

массой  $G_1 = 0,959$  кг, шириной спинки  $b_1 = \Delta R = 0,0606$  м и длиной средней силовой линии  $L_{ср.1} = 0,536$  м. В качестве материала  $C_{№1}$  была выбрана холоднокатаная динамная сталь марки 2412 с содержанием 3% Si ( $d = 0,5$  мм). Эта сталь имеет мелкокристаллическую структуру и мелкую ДС с магнитными свойствами, не чувствительными к механическим напряжениям и динамике перемагничивания. Она обладает также минимальной магнитной анизотропией и высоким уровнем удельных потерь –  $P_{уд.1,5/50} = 4,2$  Вт/кг (при  $B_m = 1,5$  Тл и  $f = 50$  Гц). Такие особенности магнитных свойств и применение специальной методики, основанной на последовательных измерениях, [14], позволили осуществить разделение прироста потерь в стыках в абсолютном –  $\Delta P_{уд}$  и относительном виде –  $\delta P$  при различных  $B_m = \text{const}$ :

$$\Delta P_{уд} = \Delta P_{уд.гв} + P_{уд.вл}; \quad \delta P = \delta P_{гв} + \delta P_{вл}, \quad (5)$$

где  $\delta P = \Delta P / P \cdot 100\%$ ,  $\delta P_{гв} = \Delta P_{гв} / P \cdot 100\%$ ,  $\delta P_{вл} = \Delta P_{вл} / P \cdot 100\%$ .

Прирост потерь  $\Delta P_{уд}$  определялся, как разница измерений потерь в  $C_{№1}$  сначала на сплошном кольце –  $P$ , а потом после разрезания кольца на четверти (рис. 2, а), при появлении 4-х «спрямленных» косых стыков, –  $P_{ст}$  при разных значениях  $m = (1; 2; 8)$  [14]:

$$\Delta P_{уд} = (P_{ст} - P) / G_1. \quad (6)$$

Составляющая  $\delta P_{гв}$  для наибольшего значения  $m = 8$  была выделена измерениями петель гистерезиса в статике, при  $f = 0$  [14]. Составляющая  $\delta P_{вл}$  на  $f = 50$  Гц определялась, как разность:

$$\delta P_{вл} = \delta P - \delta P_{гв}. \quad (7)$$

В итоге определены зависимости структурных составляющих  $\delta P_{вл}$  и  $\delta P_{гв}$ , от  $B_m$  и  $m$  на частоте  $f = 50$  Гц (рис. 3, б) [14].

Результаты получили дополнительное обоснование на частоте  $f = 100$  Гц [15]. В частности, на рис. 3, б с ростом  $f$  зависимость  $\delta P_{гв}(B_m)$  (при  $m = 8$ ) остается без изменения, а увеличение  $\delta P$  происходит за счет составляющей  $\delta P_{вл}$ . При этом экспериментально подтверждается и характер зависимости:  $\delta P_{вл} \equiv (f)^n$ , где  $n = (1,5-1,8)$ , соответствующий условию РПЭ [10].

Сердечник П-образной формы с косыми стыками ( $C_{№2}$ ) [14], (рис. 2, б) массой  $G_2 = 13,8$  кг из текстурованной стали с крупной полосовой ДС марки 3406 с 3% Si ( $d_2 = 0,3$  мм) имел ширину пластин  $b_2 = 0,12$  м,  $L_{ср2} = 2,505$  м и  $P_{уд.1,7/50} = 1,14$  Вт/кг вдоль НП. Экспериментальные исследования

потерь на  $f = 50$  Гц и различных  $B_M$  при варьировании параметров стыка позволили установить, что зависимость  $P_{ст}(t)$  весьма слабая. Так для варианта шихтовки  $m = 1$  увеличение потерь  $P_{ст}$  в  $C_{№2}$  при наибольшей индукции  $B_M = 1,7$  Тл и изменении зоны перекрытия стыка  $t$  с 4 мм до 20 мм (в 5 раз) увеличение  $P_{ст}$  не превышает 4,7% [14]. Тем самым рассуждения при  $\mu = \text{const}$ , что в зоне стыка направления вектора  $B$  близки к НП, справедливы и для общего случая нелинейности  $\mu$ , а результаты разделения прироста удельных потерь в стыках  $C_{№1}$  применимы для  $C_{№2}$ .

На рис. 3, а кривые удельных потерь  $P_{уд}(m)$  при  $m = (1; 2; 4)$  и различных  $B_M$  в  $C_{№2}$  из стали 3406 аналогичны подобным кривым  $C_{№1}$  из стали 2412  $m = (1; 2; 8)$ . При этом зависимости прироста удельных потерь  $\Delta P_{уд}(m)$  хорошо аппроксимируются выражением:

$$\Delta P_{уд}(m) = \Delta P_{уд,1} \cdot m^{0,72}, \quad (8)$$

где  $\Delta P_{уд,1}$  – прирост удельных потерь в стыках при  $m = 1$ .

Значения  $\Delta P_{уд,1}$  в сердечнике  $C_{№2}$  при различных  $B_M$  находятся из (8) почленным вычитанием по итогам измерений потерь  $P$  двух вариантов шихтовки –  $m_1$  и  $m_2$ :

$$\Delta P_{уд,1} = [P(m_2) - P(m_1)] / [G \cdot (m_2^{0,72} - m_1^{0,72})]. \quad (9)$$

По имеющимся результатам измерения потерь  $C_{№2}$  при  $m_1 = 1$ ,  $m_2 = 4$  [14] с использование (9) можно найти значения удельных потерь в  $C_{№2}$  при исключении влияния стыков (на рис. 3, а для стали 3406 отмечены точками при  $m = 0$ ).

Сходный характер кривых  $\delta P(B_M)$  для  $m = (1; 2; 8)$  на рис. 3, б при принципиально отличающихся –  $\delta P_{гв}(B_M)$  и  $\delta P_{вн}(B_M)$  возможен только при условии независимости их долевого соотношения от  $m$ . Поэтому структурные составляющие прироста потерь будут иметь такую же, как в (8), пропорциональность от толщины позиции (слоя) шихтовки [14]:

$$\delta P_{гв} \equiv \delta P_{вн} \equiv (m \cdot d)^{0,72}. \quad (10)$$

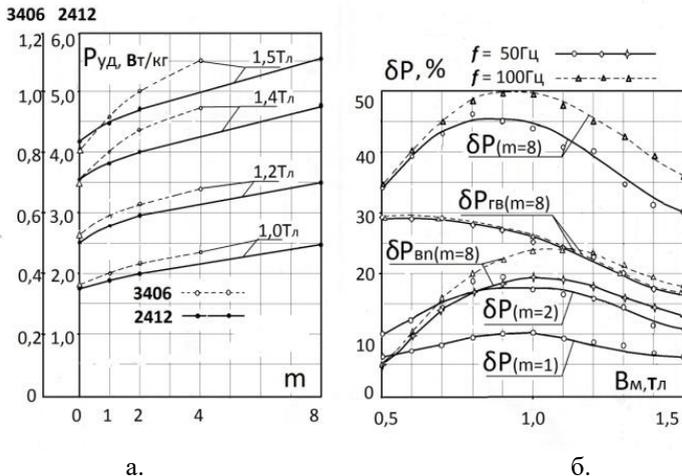


Рис. 3. Зависимости удельных потерь от числа пластин шихтовки (а); зависимости относительного прироста потерь в стыках от амплитуды магнитной индукции (б)

#### IV. Возможности прогнозирования прироста потерь в стыках

Исследованиями сердечников  $C_{№1}$  и  $C_{№2}$  фактически показано [14, 15], что наличие структуры прироста потерь в стыках и ряда основных параметров одного сердечника позволяет рассчитать значения прироста удельных потерь и их структурных составляющих для другого сердечника с аналогичной конфигурацией стыков. На рис. 4, а представлены расчетные зависимости  $\delta P_{гв}(B_m)$ ,  $\delta P_{вн}(B_m)$  и  $\delta P(B_m)$  для  $C_{№2}$  из стали 3406, полученные в [15] путем пересчета аналогичных экспериментальных кривых для  $C_{№1}$ . Соответствие их экспериментальным значениям  $\delta P(B_m)$  (рис. 4, а – пунктир) свидетельствует о правильности подхода к структуре составляющих потерь, определению списка параметров пересчета:  $q$ ,  $m$ ,  $d$ ,  $b$  и  $P_{уд}$  и соответствующих коэффициентов на основе установленных в [14] зависимостей. Дополнительно подтверждается и достоверность исходных зависимостей составляющих прироста потерь стали 2412, представленным на рис. 3, б.

В [15] путем такого пересчета получены зависимости  $\delta P_{гв}(B_m)$ ,  $\delta P_{вн}(B_m)$  для  $C_{№2}$  из текстурованной стали 3406 которые можно принять за базовые для прогнозирования потерь в другом сердечнике с косыми стыками из другой марки стали при  $f = 50$  Гц и синусоидальной индукции с заданной амплитудой  $B_m$ .

В качестве примера возьмем трехфазный трансформатор с плоской шихтованной МС типа ТМ-1600/35, данные для которого приведены в [2].

В [4] при анализе влияющих факторов на дополнительные потери трехфазного трансформатора мощностью 100 кВА отмечаются незначительные дополнительные потери, связанные с наличием Т-стыков. Допускаем поэтому, что с учетом доминирования в стыках потерь  $P_{вн}$  [15] величина прироста удельных потерь в Т-стыках, как и в Г-стыках, пропорциональна длине линии стыка. В качестве материала выбираем японскую сталь с 3% Si с лазерной обработкой толщиной  $d = 0,15$  мм и удельными потерями:  $P_{уд.1,3/50} = 0,30$  Вт/кг;  $P_{уд.1,5/50} = 0,41$  Вт/кг и  $P_{уд.1,7/50} = 0,57$  Вт/кг [18].

Считаем, что сердечник массой  $G = 1815$  кг имеет прямоугольное сечение с шириной пластин  $b = 0,23$  м при  $m = 2$ . Кратность доли стыков  $q$ , равную отношению общей длины стыков  $L_{ст} = 1,95$  м к общей длине силовой линии МС –  $L_{сп} = 5,26$  м [14], принимаем равной  $q = 1/2,7$ .

Формулы для расчета  $\delta P_{ГВ}$  и  $\delta P_{вн}$  по базовым значениям  $\delta P_{ГВ.баз}$  и  $\delta P_{вн.баз}$  при различных  $B_M = \text{const}$  имеют вид:

$$\delta P_{ГВ} = \delta P_{ГВ.баз} \cdot C_q \cdot C_m \cdot C_d; \quad (11)$$

$$\delta P_{вн} = \delta P_{вн.баз} \cdot (C_q \cdot C_m \cdot C_d \cdot C_b \cdot C_f) / C_p, \quad (12)$$

где:  $C_q = q/q_{баз}$ ;  $C_m = (m/m_{баз})^{0,72}$ ;  $C_d = (b/b_{баз})^{0,72}$ ;  $C_b = (b/b_{баз})^{0,5}$ ;  $C_p = P_{уд}/P_{уд.баз}$ ;  $C_f = (f/f_{баз})^n$  – коэффициенты приведения составляющих относительного прироста потерь с базовых на прогнозируемые значения.

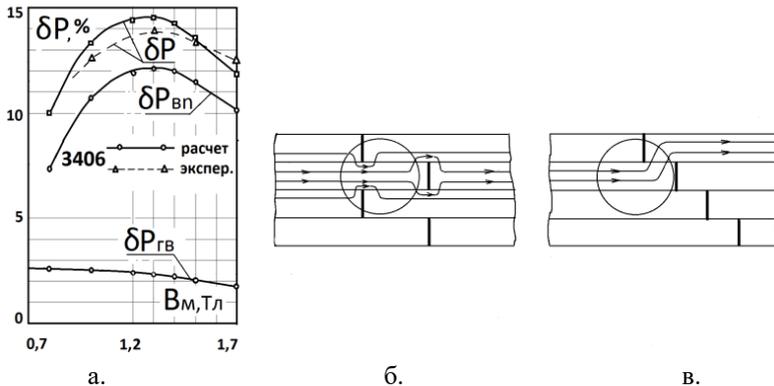


Рис. 4. Зависимости относительного прироста потерь в стыках от амплитуды индукции (а); схемы укладки пластин в косых стыках шихтованных сердечников: внахлест – butt-lap (б); ступенчатая – step-lap (в)

Определяем значения коэффициентов приведения при  $q_{\text{баз}} = 1/3,7$  [14];  $m_{\text{баз}} = 1$  для  $B_M = 1,7$  Тл:

$$C_q = 3,7/2,7 = 1,37; C_m = (2/1)^{0,72} = 1,65; C_d = (0,15/0,3)^{0,72} = 0,607; \\ C_b = (0,23/0,12)^{0,5} = 1,38; C_p = 0,57/1,14 = 0,5; C_f = 1.$$

Тогда из (11), (12) получаем:

$$\delta P_{\text{гв}} = 1,76 \cdot 1,37 \cdot 1,65 \cdot 0,607 = 2,41 [\%]; \\ \delta P_{\text{вл}} = 10,1 \cdot 1,37 \cdot 1,65 \cdot 0,607 \cdot 1,38 / 0,5 = 38,2 [\%].$$

Удельная величина прироста потерь  $\Delta P_{\text{уд}}$  в стыках МС трансформатора ТМ-1600/35 определяется, как:

$$\Delta P_{\text{уд}} = (\delta P_{\text{гв}} + \delta P_{\text{вл}}) \cdot P_{\text{уд}} / 100\% = 0,231 \text{ Вт/кг}.$$

Полные потери в трансформаторе при  $B_M = 1,7$  Тл равны:

$$P = (P_{\text{уд}} + \Delta P_{\text{уд}}) \cdot G = 1454 \text{ Вт}.$$

В табл. 3 сведены базовые величины  $C_{\text{№1}}$  и прогнозируемые значения составляющих  $\delta P_{\text{гв}}$ ,  $\delta P_{\text{вл}}$ , рассчитанные с применением (11), (12) а также величины  $\Delta P_{\text{уд}}$  и доли прироста  $\delta P_{\text{вл}}$  при различных  $B_M$  для трансформатора ТМ – 1600/35.

Таблица 3.  
Базовые и прогнозируемые значения составляющих прироста удельных потерь в стыках

$B_M$	$\delta P_{\text{гв}}$	$\delta P_{\text{вл}}$	$P_{\text{уд}}$	Доля $P_{\text{вл}}$	$P_{\text{уд}}$	$\delta P_{\text{гв}}$	$\delta P_{\text{вл}}$	$\Delta P_{\text{уд}}$	Доля $P_{\text{вл}}$
	Базовые величины				Прогнозируемые значения				
Тл	%		Вт/кг	%	Вт/кг	%		Вт/кг	%
1,3	2,32	12,1	0,612	83,9	0,30	3,18	46,7	0,150	93,6
1,5	2,06	11,5	0,826	84,8	0,41	2,82	43,9	0,192	94,0
1,7	1,76	10,1	1,14	85,1	0,57	2,41	38,2	0,231	94,1

Проведенные исследования и полученные результаты распространяются на шихтованные сердечники с косыми стыками внахлест, называемые также – butt-lap. Как показано на рис. 2, б, такая форма стыка обеспечивает направление магнитной индукции, близкое к НП. При этом имеет место значительное насыщение узких областей в зоне стыков пластин, а,

значит, и дополнительное увеличение потерь [16]. На рис. 5, б представлена схема шихтовки butt-lap стыков и схематичное распределение силовых линий индукции.

Наиболее перспективной и используемой в настоящее время считается конструкция косоугольного стыка МС силовых и преобразовательных трансформаторов с повторяющейся ступенчатой укладкой пластин типа step-lap [16, 19], представленной на рис. 5, в. В [19] отмечается, что при общем снижении шума, вибрации и потерь в МС в стыках возрастает доля удельных потерь от магнитного потока  $\Phi_n$ . В [16] из-за увеличения  $\Phi_n$  ставятся под сомнения несомненные достоинства стыка step-lap. При этом ни в одной из работ не проводится анализ структуры прироста удельных потерь в стыках.

По сравнению со стыками типа butt-lap в стыках типа step-lap меняется соотношение составляющих  $\Delta P_{уд.гв}$  и  $P_{уд.вп}$ , поскольку при изменении насыщения наиболее узких зон (на рис. 5 обведено кружками) меняется соотношение потоков  $\Phi_n$  и потоков  $\Phi_r$ , проходящих через воздушный зазор в стыке. Однако, для обоих типов стыков характерны одни и те же, рассмотренные выше (в разделе II), особенности физических процессов. Значит для стыка step-lap остаются справедливы те же коэффициенты приведения:  $C_q$ ;  $C_m$ ;  $C_d$ ;  $C_b$ ;  $C_p$ ;  $C_f$ , и формулы (11), (12). Необходимы только новые базовые величины, полученные для изменившегося соотношения зависимостей  $\delta P_{уд.гв}(B_m)$  и  $\delta P_{уд.вп}(B_m)$ . При этом может быть использована предложенная методика разделения прироста потерь в стыках на кольцевом шихтованном сердечнике.

## V. Заключение

Выявленная структура прироста потерь в стыках и последующий анализ экспериментальных зависимостей кольцевого и П-образного сердечников позволяют сформулировать следующие выводы.

1. С использованием полученных базовых значений прироста потерь в стыках типа butt-lap магнитопроводов возможно проводить прогнозирование уровней структурных составляющих. А также определять прирост потерь в произвольной плоской шихтованной магнитной системы из любой текстурованной электротехнической стали.

Это имеет особое значение из-за невозможности проведения непосредственных измерений прироста потерь.

2. Установлено возрастание доли потерь на вихревые токи в стыках от нормальной составляющей основного магнитного потока с улучшением магнитных свойств текстурованных сталей.

3. Возрастание доли удельных потерь на вихревые токи от нормальной составляющей магнитного потока имеет место также при увеличении ширины пластин магнитной системы.

4. Применение предложенной методики позволяет по данным эксперимента двух значений числа пластин позиции шихтовки определять потери в сердечнике при исключении влияния стыков.

5. В настоящее время находит применение новый прогрессивный способ ступенчатой шихтовки *step-lap*. Для выявления закономерностей структурных составляющих прироста потерь конструкции стыков *step-lap* рекомендуется провести эксперименты по предлагаемой методике на кольцевом сердечнике из динамной стали с высоким уровнем удельных потерь.

© Калинин Е.В., 2018

© Чивенков А.И., 2018

### Библиографический список

- [1] Лизунов С.Д. Итоги Сессии СИГРЭ 1988г. Трансформаторостроение // Электричество. 1989. № 8. С. 37-45.
- [2] Тихомиров П.М. Расчет трансформаторов. М.: Энергоатомиздат, 1986.
- [3] Кравченко А.Н. Анализ эффективности мероприятий по снижению добавочных потерь в мощных силовых трансформаторах // Тезисы докладов 4 Респ. научн.-техн. конф. «Соврем. пробл. энерг. электротехн. оборуд.», 1985, Киев. С. 88-89.
- [4] Qader A.A., Basak A. Building factor of a 100 kVA 3 phase distribution transformer core // IEEE Trans. Magn. 1982. № 6 (18). P. 1487-1489.
- [5] Зайкова В. А., Старцева И. Е., Филиппов Б. Н. Доменная структура и магнитные свойства электротехнических сталей. М.: Наука, 1992.
- [6] 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.
- [7] Černý V. Příspěvek k problematice viřivých proudů ve spojích transformátorových plechů // Elektrotechnický obzor, SV72, 1983. № 11. P.651-652.
- [8] Nakata T., Kawase Y., Moriyasa S. Магнитные характеристики стыков сегментов сердечника статора // Дэнки гаккай ромбунси, Trans. Inst. Elec. Eng. Jap. 1987. № 1 (107). P.109-114.
- [9] Дружинин В. В. Магнитные свойства электротехнических сталей. М.: Энергия, 1974.
- [10] Ламмеранер Й., Штафль М. Вихревые токи. М.: Энергия, 1967.
- [11] Калинин Е.В. Нормализованный подход к моделированию потерь на перемагничивание в листовой электротехнической стали // Межвуз. Сборн. научн. тр. «Электрооборудование промышленных установок», 1986, Горький. С. 159-164.
- [12] Молотилев Б.В. Холоднокатаные электротехнические стали. Справочник. М.: Металлургия, 1989.

- [13] Калинин Е.В., Любимый В.И., Першин В.В., Тильк В.Т., Анализ и математическое описание характеристик намагничивания анизотропных холоднокатаных электротехнических сталей // Электротехника. 1985. № 10. С. 34-37.
- [14] Калинин Е.В. Потери в стыках шихтованных сердечников. Часть 1. Экспериментальное исследование основных влияющих факторов прироста электромагнитных потерь // Труды конф. «Актуальные проблемы электроэнергетики», 2018, Н. Новгород. С. 53-61.
- [15] 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), *в печати*.
- [16] Levin M.I., Пентегов И. В., Рымар С. В., Lavreniuk A.V. Анализ конструкций шихтованных магнитопроводов силовых трехфазных трансформаторов // Электротехніка і Електромеханіка, 2014. № 1. С. 40-43.
- [17] Калинин Е.В., Вагапов Ю.Ф. Магнитное поле в кольцевом анизотропном шихтованном сердечнике // Межвуз. сборн. научн. тр. «Электрооборудование промышленных установок», 1998, Н. Новгород. С. 127-132.
- [18] Nosawa T., Matsuo Y. Magnetic properties and domain structures in domain refined grainoriented silicon steel // J. Appl. Phys, 1988. № 8 (63). P. 2966-2970.
- [19] Nakata T., Takahashi N., Kawase Y. Свойства стыков магнитопроводов со ступенчатой укладкой пластин. Magnetic performance of step-lap joints in distribution transformer cores // IEEE Trans. Magn., 1982. № 6 (18). P.1055-1057.

**E.V. Kalinin, A.I. Chivenkov**

## **FORECASTING THE INCREASE OF LOSSES IN JOINTS OF POWER TRANSFORMERS CORE**

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

**Abstract.** The need for computational methods for predicting additional specific losses at the  $\Delta P_{ud}$  junctions of magnetic systems of power transformers is caused by the problems of their experimental determination. The difficulties of measuring losses are associated with the peculiarities of the applied texturized electrical steels with a strip domain structure, which are distinguished by high levels and anisotropy of magnetic properties, their dependence on mechanical effects, conditions of dynamic processes. Due to the influence of many factors, it becomes important to analyze the growth structure of  $\Delta P_{ud}$ . As a result of special experiments with laminated cores: annular-from steel 2412 and U-shaped from steel 3406, the structure of the increase in losses at oblique junctions was determined:  $\Delta P_{ud}$ , as the sum of the increase in combined specific losses for hysteresis and eddy currents  $\Delta P_{ud,he}$  from the main tangential magnetic flux  $\Phi_t$  (for small values of the dynamics coefficient) and specific losses for eddy currents  $R_{ud,en}$  from the normal component of the flux in the junction  $\Phi_n$  (for values of the dynamics coefficient corresponding to a sharp surface effect). The levels and nature of dependencies of

the components of the increase in specific losses are revealed: on the amplitude of magnetic induction  $B_m$ , specific losses in steel  $P_{ud}(B_m)$ , frequency of magnetization reversal  $f$  with different number of core plates in charge  $m$ , their thickness  $d$  and width  $b$ . The general regularities of the definition of  $\Delta P_{ud}$  for the class of textured steels are established. The basic dependences of the relative values of the structural components of the gain are obtained:  $\delta P_{ud.he}$  and  $\delta P_{ud.en}$  U-shaped core made of steel 3406 and the formula of coefficients, allowing prediction of the increase in losses in the oblique joints of transformer cores for different values of textured cold-rolled steels. A calculation method is formulated and an example of  $\Delta P_{ud}$  forecasting is given.

**Keywords:** cold rolled electrical steel, loss prediction, loss sharing, loss gain structure, oblique joints, transformer core laminated.

### References

- [1] S.D. Lizunov, «Results of the CIGRE Session 1988. Transformer», Electricity, vol. 8, pp. 37-45, 1989.
- [2] P.M. Tikhomirov, Calculation of transformers. Moscow: Energoatomizdat Publishing House, 1986.
- [3] A.N. Kravchenko, «Analysis of the effectiveness of measures to reduce additional losses in high-power power transformers», in proc. Actual problems energy. Electricity Equipment, 1985, Kiev, pp. 88-89.
- [4] A.A. Qader and A. Basak, «Building factor of a 100 kVA 3 phase distribution transformer core», IEEE Trans. Magn., vol. 6, no. 18, pp. 1487-1489, 1982.
- [5] V.A. Zaikova, I.E. Startseva and B.N. Filippov, Domain Structure and Magnetic Properties of Electrical Steels. Moscow: Science Publishing House, 1992.
- [6] E. V. Kalinin, «Magnetic field in an anisotropic laminated core. Recommendations for the determination of the degree of magnetic anisotropy of cold-rolled electrical steels», Transactions of NNSTU n.a. R.E. Alekseev, vol. 2, no. 121, pp. 96-105, 2018.
- [7] V. Černý, «Přispěvek k problematice vířivých proudů ve spojích transformátorových plechů», Elektrotechnický obzor, SV72, vol. 11, pp. 651-652, 1983.
- [8] T. Nakata, Y. Kawase, and S. Moriyasa, «Magnetic characteristics of the joints of the stator core segments», Denki Gakkai Rhombunsi, Trans. Inst. Elec. Eng. Jap, vol. 1, no. 107, pp. 109-114, 1987.
- [9] V.V. Druzhinin, Magnetic properties of electrical steels. Moscow: Energy publishing house, 1974.
- [10] J. Lammeraner and M. Staffl, Eddy currents. Moscow: Energy publishing house, 1967.
- [11] E.V. Kalinin, «Normalized Approach to Modeling Loss on Remaking in Sheet Electrical Steel», in proc. Electrical Equipment for Industrial Installations, 1986, Gorky, pp. 159-164.
- [12] B.V. Molotilov, Cold-rolled electrical steel. Moscow: Metallurgy Publishing House, 1989.
- [13] E.V. Kalinin, V.I. Lyubiviy, V.V. Pershin, and V.T. Til'k, «Analysis and Mathematical Description of the Characteristics of the Magnetization of Anisotropic Cold-Rolled Electrical Steels», Electrotechnika, 1985, no. 10, pp. 34-37.

- 
- [14] E.V. Kalinin, «Losses in the joints of laminated cores. Part 1. Experimental study of the main influencing factors for the increase in electromagnetic losses», in proc. Actual problems of electric power industry, 2018, N. Novgorod, pp. 53-61.
  - [15] E.V. Kalinin and A.I. Chernov, «Losses in the joints of laminated cores. Investigation of opportunities to reduce the growth of losses», Transactions of NNSTU n.a. R.E. Alekseev, vol. 4, no. 123, 2018, in print.
  - [16] 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.
  - [17] E.V. Kalinin and Yu.F. Vagapov, «The magnetic field in an anisotropic ring laminated core», in proc. Electrical Equipment for Industrial Installations, 1998, N. Novgorod, pp. 127-132.
  - [18] T. Nosawa, Y. Matsuo, «Magnetic properties and domain structures in domain refined grainoriented silicon steel», Appl. Phys., vol. 8, no. 63, pp. 2966-2970, 1988.
  - [19] T. Nakata, N. Takahashi and Y. Kawase, «Magnetic performance of step-lap joints in distribution transformer cores», IEEE Trans. Magn., vol. 6, no. 18, pp. 1055-1057, 1982.