УДК 621.314

Е.В. Калинин, Е.А. Чернов

ПОТЕРИ В СТЫКАХ ШИХТОВАННЫХ СЕРДЕЧНИКОВ. ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТЕЙ СНИЖЕНИЯ ПРИРОСТА ПОТЕРЬ

Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева

Целью исследования является анализ влияния различных факторов на прирост потерь в косых стыках шихтованных сердечников из холоднокатаной электротехнической стали мощных силовых трансформаторов с целью снижения прироста потерь. Проведено экспериментальное исследование прироста удельных потерь в стыках ΔPуд как разницы удельных потерь: сначала сплошного кольцевого шихтованного сердечника (без стыков) Pуд, а потом этого сердечника со стыками Pуд.ст, при различных значениях амплитуды магнитной индукции Bм на двух частотах f = 50 и 100Гц. Используются нетрадиционные структурные составляющие прироста удельных потерь: ΔPуд.гв – на гистерезис и вихревые токи от перераспределения основного (тангенциального) магнитного потока и Pуд.вn – на вихревые токи от нормальной составляющей магнитного потока в стыке. В статье подтверждается правильность использования выбранной структуры прироста потерь в косых стыках. Выявлено, что для сердечников из текстурованных сталей основная часть прироста удельных потерь (> 85%) приходится на составляющую Pуд.вn. Предлагаются мероприятия по снижению прироста потерь в стыках. Показано, что динамика энергетических процессов, связанных с формированием Pуд.вn, соответствует резкому поверхностному эффекту. Экспериментально получено значительное уменьшение Pуд.вn путем нанесения на пластины сердечника в зоне стыков специальных разрезов. Новизна работы заключается в предложении структуры прироста удельных потерь в косых стыках шихтованных сердечниках и определены особенности характера зависимостей, составляющих ΔPуд.гв и Pуд.вn *от* Bм и f. Даются практические рекомендации существенного снижения ΔPуд в мощных силовых трансформаторах.

Ключевые слова: шихтованный сердечник трансформатора, холоднокатаная электротехническая сталь, косые стыки, структура прироста потерь, экспериментальное исследование, снижение потерь, специальные разрезы.

Введение

Электромагнитные потери (далее потери) P силовых трансформаторов являются важной характеристикой энергетических потерь. Стоимость полных потерь трансформатора за период эксплуатации (капитализированная стоимость) соизмерима с его ценой, при этом стоимость потерь холостого хода в несколько раз выше стоимости потерь короткого замыкания [1, 2]. Суммарная установленная мощность всех трансформаторов многократно (в 7-8 раз) превышает общую генерируемую, а на потери в них расходуется более 6 % всей вырабатываемой электроэнергии [1]. Внедрение современных текстурованных холоднокатаных электротехнических сталей существенно улучшило энергетические показатели за счет низких значений удельных магнитных потерь и повышенного уровня рабочей индукции в направлении прокатки (НП) [1-8]. Потребовался переход на магнитные системы (МС) с косыми стыками [1, 2]. Созданы новые дорогостоящие типы текстурованных холоднокатаных сталей: Hi-B, ZDKH, с магнитоактивным покрытием, лазерной обработкой поверхности, уменьшенной толщиной прокатки пластин, новая группа материалов – аморфные стали [1, 6-8]. Однако, указывается и на необходимость в дальнейшем совершенствовании конструкций стыков МС мощных энергоустройств. [1-3, 9, 10].

Исследования прироста потерь в шихтованных сердечниках, связанных с наличием стыков, затрудняются их зависимостью от технологических и конструктивных особенностей изготовления МС [1-3, 11]. К этому добавляется высокая чувствительность крупной полосовой доменной структуры (ДС) текстурованных сталей к механическим воздействиям и динамике перемагничивания [12, 13], сложность измерения потерь при низком коэффициенте мощности, который для современных сталей может принимать значения $\cos\varphi < 0{,}01$ [1]. Поэтому важным

© Калинин Е.В., Чернов Е.А., 2018.

становится решение проблемы структуры прироста потерь, определения характера зависимостей, составляющих прироста от параметров косых стыков и условий перемагничивания.

Сравнительный анализ результатов экспериментального исследования структуры прироста удельных потерь в стыках сердечника С№ 1 на частотах f = 50 и 100Гц

В первой части работы [4] на основе экспериментального исследования потерь, на частоте f = 50Гц в шихтованных сердечниках №1 (С№ 1) кольцевой формы из стали 2412 и №2 (С№ 2) П-образной формы из стали 3406 изучено влияние основных параметров косых стыков на увеличение удельных потерь в сердечнике со стыками Pуд.ст по отношению к удельным потерям сердечника без стыков Pуд при различных значениях амплитуды магнитной индукции $B_м$:

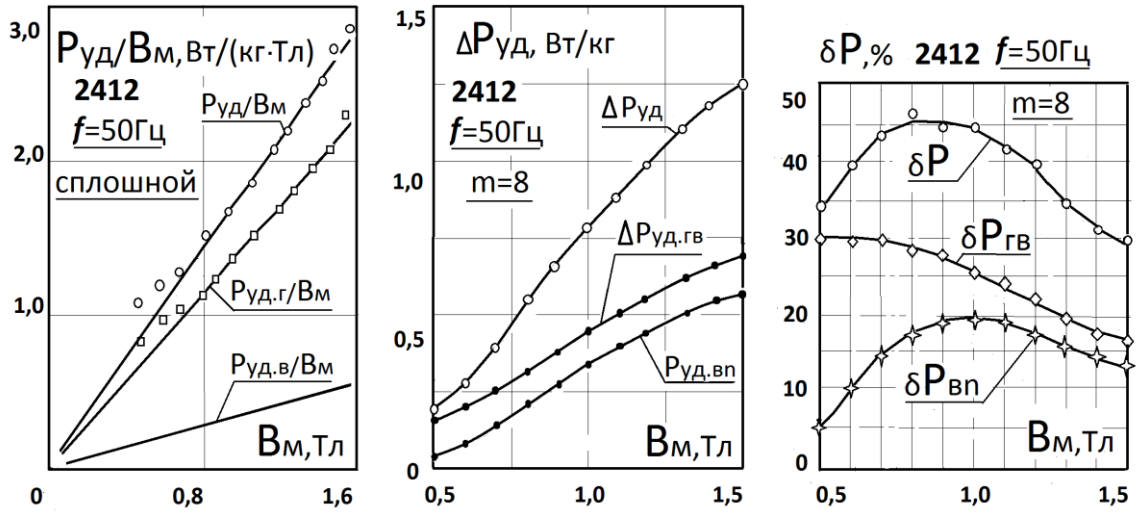
$$P\text{уд.ст}(B_м) = P\text{уд}(B_м) + \Delta P\text{уд}(B_м) \quad (1)$$

Для С№ 1 определены структура и количественные значения составляющих прироста удельных потерь в стыках ΔPуд, а также характер их зависимости от $B_м$ (рис. 1*б*; табл. 1):

$$\Delta P\text{уд}(\text{В}м) = \Delta P\text{уд.гв}(B_м) + P\text{уд.в}n\ (B_м) \quad (2)$$

где ΔPуд.гв = ΔPуд.г + ΔPуд.в – прирост удельных потерь в стыках на гистерезис и вихревые токи; Pуд.вn – удельные потери на вихревые токи от нормальной составляющей магнитного потока $Фn$. На частоте f = 50 Гц для С№ 1 из стали 2412 установлены процентные соотношения структурных составляющих прироста потерь при различных $B_м$ и числе пластин в шихтовке m = 8 (рис.1*в*).

На основе полученных результатов для С№ 2 из стали 3406 при Bм=1,5 Тл и m=1; 2 произведен расчет составляющих прироста удельных потерь в стыках и прироста удельных потерь ΔPуд, соответствующих экспериментальным значениям [4]. На примере С№2 показано, что составляющая Pуд.вn в стыках при Bм > 1,5 Тл более, чем в 5, 6 раз превышает ΔPуд.гв. Фактически установлено доминирование составляющей Pуд.вn в стыках шихтованных сердечников из текстурованных холоднокатаных сталей.



а) **б)** **в)**

Рис. 1. *а* – Зависимости структурных составляющих удельных потерь Pуд/$B_м$ от $B_м$ в сплошном С№ 1 из стали 2412 при f = 50 Гц; *б* – зависимости структурных составляющих прироста удельных потерь ΔPуд($B_м$) в С№ 1 со стыками при f = 50 Гц и m = 8 (табл.1); *в* – зависимости относительного прироста потерь δP(Bм) в С№ 1 со стыками при f = 50 Гц и m = 8 (табл.1) и структурных составляющих δPгв(Bм) и δPвn(Bм)

С целью дополнительного изучения особенностей формирования прироста потерь в стыках проведены измерения удельных потерь на повышенной частоте f = 100 Гц сначала сплошного сердечника С№1- Pуд(Bм), потом С№1 со стыками – Pуд.ст(Bм) при числе пластин в шихтовке m = 8, также связанные равенствами (1), (2). Результаты для различных Bм сведены в табл.1 (графы 3; 10). В графах 2; 6 аналогичным образом представлены удельные потери С№1 при f = 50 Гц по результатам [4].

На рис. 1,*а* представлены зависимости удельных потерь от В$м$ сплошного С№1 при f = 50 Гц для удобства в виде отношений полных удельных потерь Pуд/Bм и их структурных составляющих Pуд.г/В$м$; Pуд.в/Bм к индукции Bм. Как видно из графиков на рис. 1*а* и ранее использовано в [4], отношение составляющих потерь на гистерезис и вихревые токи Pуд.г и Pуд.в для стали 2412 с мелкокристаллической структурой практически не меняется от Bм и при f = 50 Гц равно: Pуд.г/Pуд.в = 4,2. Учитывая также, что Pуд = Pуд.г + Pуд.в, для f = 50 Гц имеем

$$P\text{уд.г} = 0{,}81\ P\text{уд};\ P\text{уд.в} = 0{,}19\ P\text{уд} \qquad (3)$$

Для С№1 со стыками при f = 50 Гц и количестве пластин в шихтовке m = 8 по результатам экспериментов в первой части работы [4] определены и представлены на рис. 1б. зависимости прироста удельных потерь ΔPуд(Bм) и структурных составляющих прироста ΔPуд.гв(Bм) и Pуд.вn(Bм), значения последних занесены жирным шрифтом в табл.1 (графы 4;5). На рис. 1в приведены эти же зависимости от Bм (при f = 50Гц и m = 8) структурных составляющих прироста потерь в стыках С№1 в относительном виде:

δPгв(Bм) =ΔPуд.гв(Bм) / Pуд(Bм)·100%; δPвn (Bм) = Pуд. вn (Bм) / Pуд(Bм)·100%.

и зависимости относительного прироста потерь:

$$\delta P(B\text{м}) = P\text{уд.ст}(B\text{м}) / P\text{уд}(B\text{м})\cdot 100\%,$$

значения, которых при различных Bм размещены также в графе 7 табл1.

Таблица 1

Экспериментальные данные удельных потерь Pуд(Bм) в сплошном С№1 и со стыками при m = 8 для f = 50 и 100 Гц и расчетные значения прироста Pвn при пересчете результатов измерения по формулам (5), (6) с f = 50Гц на f = 100 Гц

	Потери в сплошном С№ 1		Iотери в сердечнике С№ 1 со стыками, Вт/кг при числе пластин в шихтовке m=8								
	f=50Гц	f=100Гц	f=50Гц				f=100Гц				
	Эксперимент		Эксперимент (рис.1.*а, б*)				Расчет по (5); (6)		Эксперимент		
Bм, Тл	Pуд , Вт/кг		ΔPуд гв	Pуд. вn	Pуд. ст	δP, %	ΔPуд гв	Pуд вn	Pуд ст	δP, %	n
0,5	0,55	1,31	**0,16**	**0,03**	0,74	34,5	0,38	**0,07**	1,76	34,6	1,25
0,7	0,94	2,24	**0,27**	**0,14**	1,35	42,6	0,64	**0,37**	3,25	45,1	1,41
0,9	1,46	3,47	**0,39**	**0,26**	2,11	44,5	0,93	**0,79**	5,19	49,6	1,60
1,0	1,76	4,19	**0,46**	**0,33**	2,55	44,9	1,09	**0,98**	6,26	49,4	1,57
1,1	2,12	5,05	**0,51**	**0,38**	3,01	42,0	1,21	**1,19**	7,45	47,5	1,64
1,2	2,52	6,00	**0,56**	**0,44**	3,52	39,7	1,33	**1,37**	8,70	45,0	1,64
1,3	2,97	7,07	**0,60**	**0,48**	4,03	34,8	1,43	**1,60**	10,1	42,8	1,74
1,4	3,59	8,54	**0,65**	**0,52**	4,72	31,5	1,55	**1,81**	11,9	39,3	1,80
1,5	4,22	10,0	**0,70**	**0,57**	5,49	30,1	1,67	**1,93**	13.6	36,0	1,76

Анализ зависимости удельных потерь за один цикл перемагничивания Pуд/f сплошного сердечника С№1 от частоты в диапазоне f = (0 ÷ 100) Гц при различных Bм по точкам: f = 0 (измеренным на установке BHS – 40S [4]) и f = 50 и 100 Гц (рассчитанным по значениям в графах 2; 3 табл.1) показывает что они имеют строгий линейный характер.

Подтверждается правильность выводов для сталей с мелкокристаллической структурой [14], что: Pуд.г(f) ≡ f, а Pуд.в(f) ≡ f^2. Исходя из этого и с учетом долевых соотношений (3) получены выражения для потерь Pуд в сплошном сердечнике из стали 2412 и прироста потерь

ΔPуд.гв в сердечнике со стыками, позволяющие пересчитать экспериментальные значения Pуд и ΔPуд.гв для f_1 = 50 Гц при различных $Bм$ = *const* на повышенную частоту f_2 = 100 Гц:

$$P\text{уд}(f_2) = P\text{уд}(f_1)\cdot[\ 0{,}81\ (\frac{f_2}{f_1}) + 0{,}19\ (\frac{f_2}{f_1})^2] = 2{,}38\ P\text{уд}(f_1) \quad (4)$$

$$\Delta P\text{уд.гв}(f_2) = \Delta P\text{уд.гв}\ (f_1)\cdot[\ 0{,}81\ (\frac{f_2}{f_1}) + 0{,}19\ (\frac{f_2}{f_1})^2] = 2{,}38\ \Delta P\text{уд.гв}(f_1) \quad (5)$$

Результаты пересчета для f = 100 Гц также сведены в табл.1: значения ΔPуд.гв с использованием равенства (5) размещены в графе 8; значения Pуд, рассчитанные по выражению (4), совпадают с экспериментальными – в графе 3, доказывая правомерность применения формул (4), (5).

Экспериментальные величины Pуд в графе 8 для С№ 1 со стыками позволили определить значения составляющей Pуд.вn на f = 100 Гц. Выражение для расчета удельных потерь Pуд.вn при различных Вм = const для повышенной частоты f_2 следует из равенств (1), (2)

$$P\text{уд.в}n\ (f_2) = P\text{уд.ст}(f_2) - P\text{уд}(f_2) - \Delta P\text{уд.гв}(f_2) \quad (6)$$

Рассчитанные по (6) значения Pуд.вn находятся в графе 9 (жирным шрифтом). В графе 11 расположены значения относительного прироста потерь $\delta P(Bм)$ С№ 1 со стыками при m = 8 и f = 100 Гц, имеющие тот же характер зависимости от $Bм$, что и при f = 50 Гц [4] (графа 7), но с увеличением максимума с 45% до 50% за счет возрастания доли, составляющей Pуд.вn.

Особенности формирования удельных потерь Руд.вn в стыках С№ 1 и возможности их снижения

С использованием логарифмирования значений Pуд.вn и f при различных Вм в табл. 1 на границах интервала $f \in$ [50-100] Гц определены значения показателя степени n (графа 12 и рис. 3*а*) зависимости

$$P\text{уд.в}n(f) \equiv (f)^n \quad (7)$$

которые соответствуют результатам [15] для резкого поверхностного эффекта (РПЭ).

В монографии Ламмеранера Й. и Штафля М. [15] для переменного магнитного потока в бесконечной проводящей пластине (при условии $l >> b$) с удельной электропроводностью γ, плотностью σ, шириной b и длиной l и постоянной магнитной проницаемостью μ = const сформулировано условие РПЭ - $\boldsymbol{\xi > 4}$, где ξ – коэффициент динамики, равный

$$\xi = b\sqrt{\pi f \mu \gamma} \quad (8)$$

На основании результатов [15] удельные потери в бесконечной пластине при РПЭ определяются по формуле

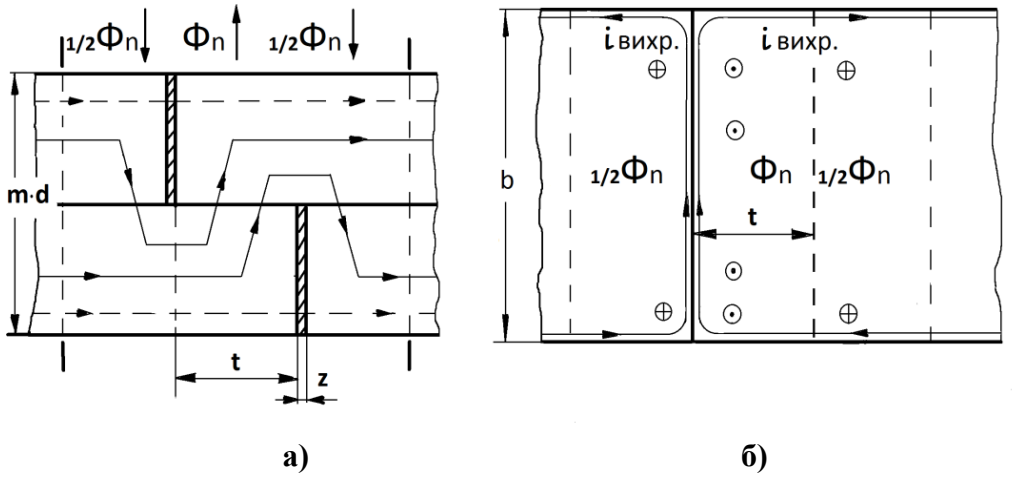
$$P\text{уд.в}n = \pi^{1,5}/(2\sigma)\cdot Bм^2\cdot b\cdot(f)^{1,5}\cdot\sqrt{\gamma/\mu} \quad (9)$$

В зонах, прилегающих к стыкам сердечника С№ 1, для составляющей потока $Фn$ также наблюдается РПЭ: даже при низких значениях $\mu \le 0{,}001$Гн/м ($\mu' \le 800$) для $b_1 = \Delta R = 0{,}0606$м; $\gamma = 2\cdot10^6$См/м и f = 50 Гц значения коэффициента динамики $\xi > 30$. В графе12 при малых индукциях, где $\mu \approx$ const – $Bм$ = (0,5-0,7) Тл $n \approx 1{,}5$, то есть Pуд.в$n \equiv (f)^{1,5}$, как в формуле (8). С ростом насыщения (нелинейности μ), при $Bм$ = (1,0 - 1,5) Тл значения показателя n зависимости (7) возрастают до n = 1,6 - 1,8 (рис. 3*а*).

Согласно формуле (9), при РПЭ для бесконечной пластины справедливо Pуд.в$n \equiv b$. Однако, необходимо учитывать, что в [15] рассматривается РПЭ с равномерным магнитным потоком в бесконечной пластине. В отличие от задачи Ламмеранера [15] в косом стыке поток Фn сосредоточен в узкой области на краю пластин сердечника, прилегающей к зоне их перекрытия. Рис. 2 поясняет картину перераспределения магнитного потока и вихревых токов от нормальной составляющей магнитного потока $Фn$ в узкой области, непосредственно прилегающей к стыку (между вертикальными пунктирными линиями), для одного элемента позиции шихтовки «спрямленного» косого стыка толщиной ($m\cdot d$), шириной b, где d и b – толщина и ширина пластин сердечника. Своей наибольшей величины, меньше или равной основного потока зоны стыка:

$$Фn \le Bм\cdot m\cdot d\cdot b \quad (10)$$

магнитный поток Ф*n* достигает в зоне перекрытия пластин *t*, а за её пределами в зоне стыка – вдвое меньше ≈ ½*Фn* (на рис. 2*а* силовые линии магнитной индукции сплошными линиями со стрелками). Знак неравенства в (10) обусловлен тем, что часть силовых линий магнитной индукции, возрастающая с падением *μ* при насыщении, проходит через воздушный зазор в стыке (на рис. 2*а* пунктирные силовые линии со стрелками). Пластины, находящиеся в перекрытии (на рис. 2*б*, справа), испытывают одновременное воздействие двух противоположно направленных потоков: *Фn* и ½*Фn*. В итоге, вихревые токи в каждой пластине в зоне стыка являются результатом воздействия только половинных потоков ½*Фn* (рис. 2*б*). Из-за развития РПЭ контуры вихревых токов вытесняются за пределы действия потоков ½*Фn* к наружным границам пластин (рис. 2*б*).

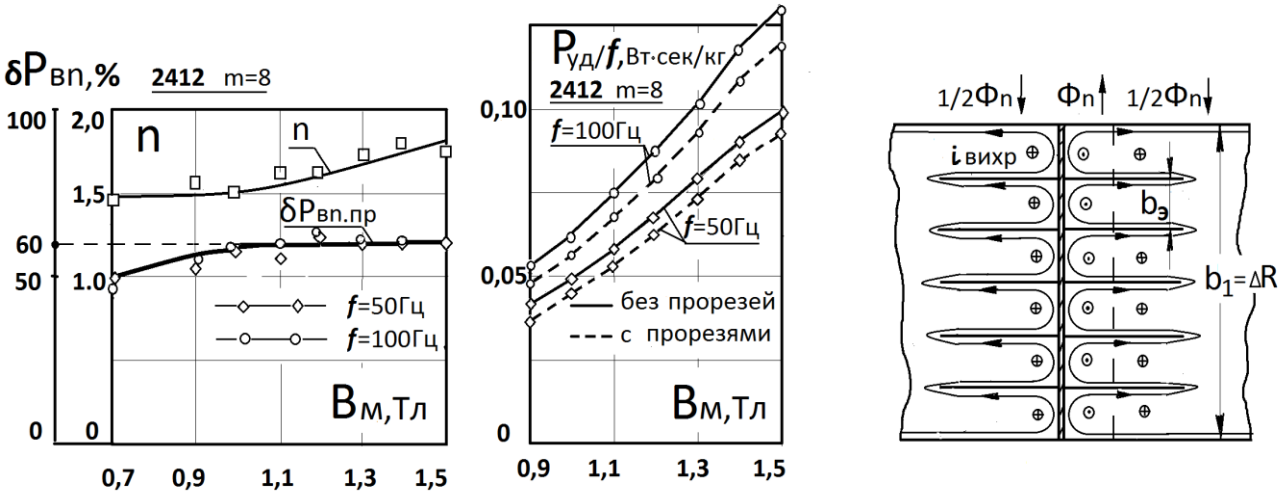


а) **б)**

Рис. 2. *а* – Перераспределение магнитного потока в зоне стыка (*b* – ширина пластин сердечника, *d* – толщина, m - количество пластин в шихтовке и *t* - величина перекрытия); *б* – контуры вихревых токов *i* вихр. в зоне стыка от нормальной составляющей магнитного потока *Фn*

Как было отмечено в [3], среди многочисленных подходов к вопросу снижения потерь в стыках путем совершенствования их конструкции основное внимание уделено снижению индукции в зоне стыков и уменьшению длин участков, в которых индукция отклоняется от НП, варьированию числом пластин в шихтовке, минимизации числа стыков. Имеются решения по сокращению объема угловых участков и улучшению условий теплоотдачи за счет выполнения МС многорамными [2, 3]. Авторами не преследовалась цель снижения именно составляющей *P*уд.в*n* в стыках, хотя при этом происходило уменьшение ширины пластин МС. Известны также технические решения по снижению добавочных потерь от потоков рассеяния путем продольного расщепления наружной части пакета пластин МС мощных трансформаторов на несколько полос [16] или их перфорации по всей длине параллельными рядами продольных пунктирных прорезей [17], приводящие к уменьшению эквивалентной ширины пластин *b*э, но только в наружной части пакета.

Для определения характера зависимости потерь *P*уд.в*n* в стыках от ширины пластин – *b*1 сердечника С№ 1 проведены дополнительные исследования с изменением условий развития РПЭ. С этой целью в зоне стыков каждой пластины С№ 1 с учетом результатов исследования распределения магнитного поля в кольцевом анизотропном сердечнике из стали 2412 [18] установлены направления и размеры 5 специальных прорезей по ширине пластин *b*1 с определенной шириной интервалов, условно показанные на рис. 3*в*. При этом эквивалентная ширина пластин сердечника в зоне стыков *b*э, влияющая на развитие РПЭ и величину *P*уд.в*n* в соответствии с (8), (9), уменьшается: *b*э ≈ *b*1/6 = 0,01 м.



а) б) в)

Рис. 3. ***а*** **– Значения показателя степени n зависимости *Р*уд.в*п*(*f*) (7) (табл. 1) и процента снижения потерь *δР*в*п*.пр в С№ 1 из стали 2412 с прорезями в зоне стыков при *m* = 8 и различных *Вм* (табл. 2);** ***б*** **– кривые удельных потерь за один цикл *Руд*/*f* от *Вм* в С№ 1 со стыками при *m* = 8, *f* = 50 и 100 Гц до и после нанесения прорезей (табл. 2);** ***в*** **– конфигурация контуров вихревых токов от потока *Фп* в зоне стыка со специальными прорезями**

С целью исключения какого-либо влияния механического воздействия на магнитные свойства стали прорези выполнены электроэрозионным способом (латунной проволокой диаметром 0,1 мм). После сборки С№ 1 с прорезями в зоне стыков при *m* = 8 произведены измерения *Р*уд.пр (*Вм*) на частотах *f* = 50 и 100 Гц. Результаты измерения до и после нанесения прорезей сведены в табл. 2.

Таблица 2

Снижение удельных потерь на вихревые токи δ*Р*в*п*(В*м*) от нормальной составляющей магнитного потока в стыках С№ 1 при *m* = 8 на частотах *f* = 50 и 100 Гц после нанесения специальных прорезей в зоне стыков

	Удельные потери, Вт/кг при *f*=50Гц						Удельные потери, Вт/кг при *f*=100Гц					
Вм, Тл	*Р*уд ст	*Р*уд пр	*Р*уд в*п*	Δ*Р*уд пр	*Р*уд в*п*.пр	*δР*в*п* пр,%	*Р*уд ст	*Р*уд пр	*Р*уд в*п*	Δ*Р*уд пр	Руд в*п*.пр	*δР*в*п* пр,%
0,9	2,11	1,97	**0,26**	**0,14**	0,12	53,8	5,19	4,75	**0,79**	**0,44**	0,35	55,7
1,0	2,55	2,36	**0,33**	**0,19**	0,14	57,6	6,26	5,69	**0,98**	**0,57**	0,41	58,2
1,1	3,01	2,79	**0,38**	**0,22**	0,16	57,9	7,45	6,70	**1,19**	**0,75**	0,44	63,0
1,2	3,52	3,25	**0,44**	**0,27**	0,17	61,4	8,70	7,82	**1,37**	**0,88**	0,49	64,1
1,3	4,03	3,74	**0,48**	**0,29**	0,19	60,4	10,1	9,14	**1,60**	**0,96**	0,64	60,0
1,4	4,72	4,41	**0,52**	**0,31**	0,21	59,6	11,9	10,8	**1,81**	**1,10**	0,71	60,7
1,5	5,49	4,92	**0,57**	**0,35**	0,22	61,4	13,6	12,4	**1,93**	**1,18**	0,75	61,1

На рис. 3*б* для сравнения представлены зависимости удельных потерь за один цикл перемагничивания *Р*уд/f (В*м*) на двух частотах до и после нанесения прорезей.

Снижение удельных потерь в С№ 1 с прорезями Δ*Р*уд.пр при различных *Вм*:

$$\Delta P\text{уд.пр} = P\text{уд.ст} - P\text{уд.пр} \qquad (11)$$

связано с уменьшением только одной составляющей – удельных потерь на вихревые токи в стыках с прорезями: *Р*уд.в*п*.пр от потока *Фп*:

$$P\text{уд.в}n\text{.пр} = P\text{уд.в}n - \Delta P\text{уд.пр} \qquad (12)$$

На рис. 3а. для *f* = 50 и 100 Гц представлены кривые, а в табл. 2 значения относительного снижения прироста потерь в стыках с прорезями *δР*в*п*.пр(*Вм*) при различных *В*м, равные:

$$\delta P_{в.пр}(B_м) = \Delta P_{уд.пр}(B_м) / P_{уд.в}(B_м) \cdot 100\% \quad (13)$$

Таким образом на обеих частотах относительное снижение потерь на вихревые токи в стыках от потока $Фn$ при значениях индукции $B_м$ = (1,0 - 1,5) Тл составляет – $\delta P_{в.пр} \approx 60\%$. При этом отношения значений удельных потерь на вихревые токи в стыках $P_{уд.в}$ до и после нанесения прорезей при различных Bм равны:

$$P_{уд.в}/ P_{уд.в.пр} \approx 2{,}5 \approx \sqrt{6} = \sqrt{b_1/b_э} \quad (14)$$

Значит потери $P_{уд.в}$ в косых стыках пропорциональны:

$$P_{уд.в} \equiv \sqrt{b} \quad (15)$$

Распространение результатов разделения прироста удельных потерь в стыках сердечника С№ 1 на сердечник С№ 2

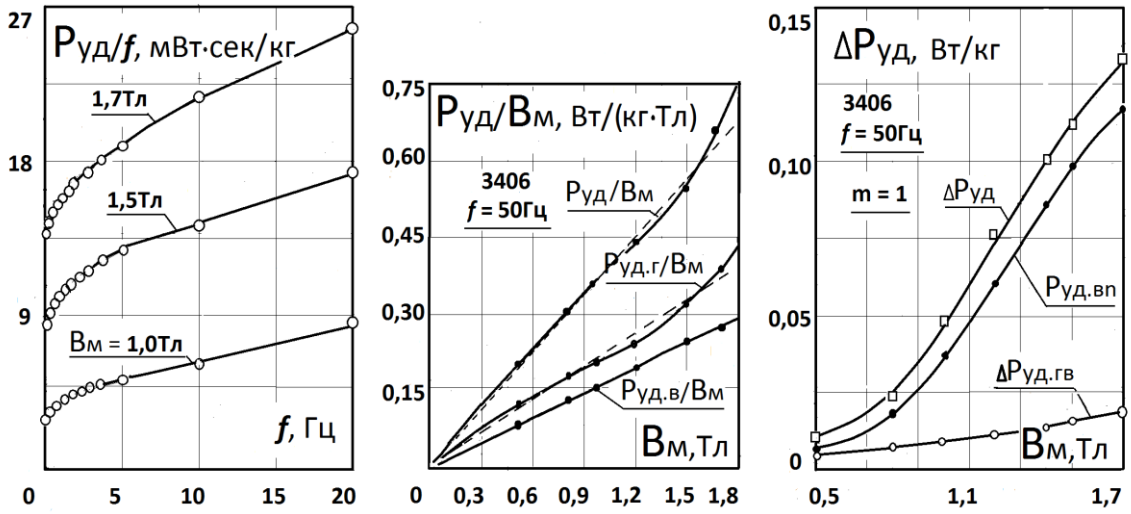
Для корректного переноса результатов разделения прироста потерь в стыках кольцевого сердечника С№ 1 из мелкокристаллической динамной стали с мелкой ДС на П-образный сердечник С№ 2 из текстурованной стали с крупной полосовой ДС, необходимо учесть следующие рекомендации, касающиеся материала и конструкции магнитопроводов.

1. Дробление полосовой ДС текстурованных сталей с ростом частоты [12] приводит к нелинейному характеру зависимости от частоты удельных потерь за один цикл перемагничивания $P_{уд}/f$ и росту гистерезисных потерь за цикл $P_{уд.г}/f$ при Bм = const и [13,14]. Наиболее значительное изменение ДС в соответствии с данными [14] (рис.4*а*) происходит на малых частотах – в диапазоне f = (0 ÷ 5) Гц. С учетом результатов исследования особенностей динамического перемагничивания полосовой ДС [12] использование для гистерезисной составляющей удельных потерь $P_{уд.г}$ текстурованных сталей экспериментальных данных на основе статических петель дает заниженные результаты. Определение $P_{уд.г}$ в динамике (например, при f = 50 Гц) необходимо производить по методике, предложенной в [13]. На рис.4*б* приведены кривые удельных потерь $P_{уд}(B_м)$ и структурных составляющих $P_{уд.г}$ и $P_{уд.в}$ стали 3406, рассчитанные с использованием рекомендаций [13]. Для удобства анализа, как и в случае стали 2412(рис. 1*а*), последние представлены в виде зависимостей $Р_{уд}/B_м$ ($B_м$). Здесь также с незначительным допущением можно принять условие неизменности отношения $P_{уд.г} / P_{уд.в}$ от индукции Bм, позволяющее объединять прирост удельных потерь в стыках от этих структурных составляющих в виде – $\Delta P_{уд.гв}$.

2. Как показано в первой части [4], насыщение магнитной характеристики $B_м(H_м)$ текстурованной стали 3406 наступает при бóльших значениях Bм, чем у динамной стали 2412 с разницей индукций $\Delta B \approx 0{,}35$Тл, что и необходимо учитывать при пересчете относительных значений, составляющих прироста потерь в стыках $\delta P_{в}$ и $\delta P_{гв}$ (табл. 3).

3. В соответствии с формулой (9), имеется зависимость составляющей прироста удельных потерь $P_{уд.в}$ от параметров стали γ и μ. При этом для сталей 2412 и 3406 с одинаковым содержанием % Si удельная электропроводность γ остается неизменной [14]. Магнитная проницаемость μ в направлении, перпендикулярном плоскости прокатки пластин, для холоднокатаных сталей принимает наименьшие значения независимо от степени текстуры [12]. Поэтому принимаем допущение, что зависимости $\mu(B_м)$ при намагничивании в направлении, перпендикулярном плоскости прокатки, для холоднокатаных сталей с 3% Si одинаковые.

4. Значения составляющей прироста удельных потерь в стыках $\Delta P_{уд.гв}$ пропорциональны уровню удельных потерь в стали $\Delta P_{уд.гв} \equiv P_{уд}$. Это соответствует и физическим представлениям, и экспериментальным результатам [4], где уровень $\Delta P_{уд}$ при m = 1 для С№ 1 составляет от $P_{уд} \leq 10{,}8\%$; а для С№ 2 – $\leq 13\%$ (из-за большей доли составляющей $P_{уд.в}$ в $\Delta P_{уд}$). С учетом близкого к линейному характеру зависимостей $Р_{уд}/B_м(B_м)$ для обеих сталей: 2412 (рис.1*а*) и 3406 (рис.4*б*) принимаем величину отношения их удельных потерь в рабочем диапазоне индукций Bм неизменной.



а) б) в)

Рис. 4. *а* – зависимости удельных потерь за один цикл перемагничивания *Р*уд/*f* от *f* при различных *В*м текстурованной холоднокатаной стали в диапазоне частот *f* = (0 ÷ 20) Гц по данным [14]; *б* – зависимости структурных составляющих удельных потерь *Р*уд/*В*м от *В*м при *f* = 50 Гц в текстурованной стали 3406 с учетом влияния динамического дробления ДС; *в* – зависимости относительного прироста потерь *δP*(*В*м) в С№ 2 из стали 3406 со стыками при *f* = 50 Гц и *m* = 1 и структурных составляющих *δP*гв(*В*м) и *δP*в*n*(*В*м)

5. Из-за отличия конструкций МС степень влияния стыков на прирост удельных потерь Δ*P*уд в разных сердечниках различна. Для сопоставления степени влияния стыков на прирост потерь в [4] введена величина *q*-кратность доли стыков в МС, как отношение объема стали зоны стыков *G*ст к общему объему стали сердечника *G*, которую удобно принять равной отношению суммарной длины стыков сердечника *L*ст к общей длине средней силовой линии *L*ср:

$$q = L\text{ст} / L\text{ср} \qquad (16)$$

6. При анализе результатов экспериментальных исследований сердечников С№ 1 и С№ 2 [4] была установлена зависимость прироста удельных потерь и их составляющих в стыке от толщины позиции шихтовки:

$$\Delta P\text{уд} \equiv \Delta P\text{уд.гв} \equiv P\text{уд.в}n \equiv (m \cdot d)^{0,72} \qquad (17)$$

7. И, наконец, настоящими исследованиями экспериментально определено наличие зависимости (15) прироста удельных потерь *P*уд.в*n* от ширины пластин сердечника *b* .

В соответствии с перечисленными рекомендациями получаем следующие формулы для пересчета относительных значений составляющих прироста удельных потерь *δP*в*n* и *δP*гв в сердечнике С№ 2 по значениям сердечнике С№ 2 при различных значениях *В*м :

$$\delta P\text{в}n2 = \delta P\text{в}n1 \cdot Kp / (Kq \cdot Km \cdot Kd \cdot Kb);\ \delta P\text{гв}2 = \delta P\text{гв}1 / (Kq \cdot Km \cdot Kd) \qquad (18)$$

где $Kq = q1 / q2 = 1{,}68$; $Km = (\frac{m1}{m2})^{0,72} = 4{,}47$; $Kd = (\frac{d1}{d2})^{0,72} = 1{,}44$;

$$Kb = \sqrt{b1/b2} = 0{,}71;\ Kp = P\text{уд}.1 / P\text{уд}.2 = 5{,}11 \qquad (19)$$

коэффициенты пересчета, значения которых для условий С№ 1 и С№ 2 определены в [4]. Результаты расчета прироста удельных потерь в стыках для *f* = 50 Гц и различных *В*м в сердечнике С№ 2 из стали 3406 при *m* = 1 на основе имеющихся данных о приросте потерь в стыках сердечника С№ 1 из стали 2412 при *m* = 8 (табл. 1 и рис. 1*а*,*б*) и использования коэффициентов пересчета (18) и формул (17) сведены в табл. 3. Значения Δ*P*уд.гв.2(*В*м) и *P*уд.в*n*.2(*В*м) выделены жирным шрифтом. Полученные зависимости прироста удельных потерь в стыках С№ 2 проиллюстрированы графиками на рис.4*в*. Из табл. 3 следует увеличение значений отношения составляющих потерь *P*уд.в*n* / Δ*P*уд.гв с ростом *В*м.

Таблица 3

Пересчет значений составляющих прироста удельных потерь с сердечника С№ 1 из стали 2412 (*m* = 8) на сердечник С№ 2 из стали 3406 (*m* = 1) при f=50 Гц и различных Вм

Вм	ΔВ	*δP*гв*1*	*δP*в*n1*	*δP*гв*2*	*δP*в*n2*	Руд.*2*	Δ*P*уд.гв.*2*	*P*уд.в*n.2*	Δ*P*уд.*2*	*P*уд.в*n* / Δ*P*уд.гв
Тл		%		%		Вт/кг				
0,5	≈ 0	29	5,5	2,68	3,68	0,098	**0,0026**	**0,0036**	0,0062	**1,4**
0,8	- 0,20	29	11	2,68	7,33	0,235	**0,0063**	**0,0172**	0,0235	**2,7**
1,0	- 0,25	29	16	2,68	10,7	0,360	**0,0097**	**0,0385**	0,0482	**4,0**
1,2	- 0,30	26,7	17,8	2,42	11,9	0,531	**0,0131**	**0,0632**	0,0763	**4,8**
1,4	- 0,35	24	18	2,22	12,0	0,716	**0,0159**	**0,0859**	0,102	**5,4**
1,5	- 0,35	22,6	17,3	2,06	11,5	0,826	**0,0170**	**0,0952**	0,112	**5,6**
1,7	- 0,35	19	15,2	1,76	10,1	1,14	**0,0201**	**0,115**	0,135	**5,7**

Заключение о возможных вариантах снижения прироста потерь в стыках шихтованных сердечников

Таким образом, для снижения прироста удельных потерь Δ*P*уд в сердечнике со стыками необходимо использовать шихтовку с наименьшим значением *m*, применять сталь с наиболее низким уровнем удельных потерь $P_{1,7/50}$ (*P*уд при *Bм* = 1,7 Тл и *f* = 50 Гц) и минимальных толщин *d*. При этом необходимо учитывать доминирующий уровень *P*уд.в*n* в приросте удельных потерь в стыках Δ*P*уд (рис.4*в*). При ширине пластин b_2 = 0,12м П-образного сердечника С№ 2 из текстурованной стали 3406 с отношением составляющих прироста потерь при *Bм* = 1,7 Тл *P*уд.в*n*/Δ*P*уд.гв = 5,7 (табл. 3) доля *P*уд.в*n* в приросте удельных потерь в стыках (2) составляет δ*P*уд.в*n* = 0,115/0,135·100% = 85%.

Если вместо стали 3406 с *d* = 0,3мм и $P_{1,7/50}$ = 1,14 Вт/кг в сердечнике С№ 2 при *m* = 1 взять лучшую по свойствам текстурованную сталь, например, с $P_{1,7/50}$ = 0,57Вт/кг при *d* = 0,15мм (Япония) [8], то доля *P*уд.в*n* в приросте удельных потерь Δ*P*уд еще более возрастет. Пример расчета составляющих прироста удельных потерь для такого варианта представлен в табл. 4. В случае использования формул (19), (20) с новыми значениями коэффициентов пересчета (18) при общем снижении Δ*P*уд в 1,78 раза получаем отношение *P*уд.в*n*/Δ*P*уд.гв = 11,4, то есть с долей в приросте δ*P*уд.в*n* = 0,0697/0,0757·100% = 92% (табл. 4).

Таблица 4

Пересчет значений составляющих прироста удельных потерь в С№ 2 для *m*=1 со стали 3406 на перспективную японскую сталь [8] при *f*=50 Гц и *B*м=1,7 Тл

	q	*m*	*d*,мм	*P*уд,Вт/кг	Δ*P*гв,Вт/кг	*P*в*n*,Вт/кг	Δ*P*уд,Вт/кг
(1) - сталь 3406	1/3,7	1	0,3	1,14	0,0201	0,115	0,135
Kq = 1 *Km* = 1 $Kd = (\frac{0,3}{0,15})^{0,72} = 1,65$ *Kb* = 1 *Kp* = 1,14/0,57 = 2	*P*в*n*(2) = *P*в*n*(1)/(*Kq*·*Km*·*Kd*·*Kb*) = 0,115/1,65 = 0,0697[Вт/кг] (19) Δ*P*гв(2) = ΔPгв(1)/(*Kq*·*Km*·*Kd*·*Kp*) = 0,0201/3,3 = 0,00609[Вт/кг] (20) Δ*P*уд (2) = ΔPгв(2) + *P*в*n*(2) = 0,00609 + 0,0697 = 0,0758[Вт/кг] Отношение: *P*в*n*(2)/Δ*P*гв(2) = 0,0697/0,00609 = 11,4						
(2) - сталь Япон. [8]	1/3,7	1	0,15	0,57	0,00609	0,0697	0,0757

С увеличением ширины пластин *b* магнитопроводов (например, с ростом мощности трансформаторов) величина удельных потерь в стыках на вихревые токи *P*уд.в*n* также возрастает в $\sqrt{b}$ раз, тем самым обеспечивая общий прирост потерь Δ*P*уд в сердечниках. Для существенного снижения *P*уд.в*n* в соответствии с (14), (15) по результатам расчета распределения

магнитного поля и проведенных экспериментов с С№ 1 можно рекомендовать определенным образом наносить прорези на пластинах сердечников в зоне стыков.

Использование кольцевого шихтованного сердечника С№ 1 из холоднокатаной динамной стали 2412 и П-образного – С№ 2 из текстурованной стали 3406 с применением специальной методики эксперимента [4] позволили произвести разделение прироста потерь в косых стыках на структурные составляющие ΔPуд.гв и Pуд.вn (2), определить характер зависимости каждой составляющей от внутренних факторов (параметров стыка: перекрытия пластин t, технологического воздушного зазора z, ширины b и толщины пластин d и их числа в шихтовке m) и внешних (степени насыщения стали, связанной с величиной индукции $B_м$ и уровня динамики, зависящего от частоты перемагничивания f). Фактически доказано, что основную часть прироста удельных потерь в стыках сердечников трансформаторов представляют потери Pуд.вn. Причем чем выше уровень магнитных свойств текстурованной стали, тем больше доля потерь Pуд.вn, зависящих практически только от параметров: d, m, b и удельной электропроводности стали γ (при заданных рабочих значениях $B_м$ и f). Показана возможность контролируемого снижения Pуд.вn в стыках путем нанесения в зоне стыков прорезей определенным образом на основании результатов расчета распределения магнитного поля.

В следующей части работы на основе результатов дополнительных исследований будут представлены материалы о возможности прогнозированию прироста удельных потерь в стыках шихтованных сердечников.

Библиографический список

1. **Лизунов, С.Д.** Итоги Сессии СИГРЭ 1988 г. Трансформаторостроение / С.Д. Лизунов // Электричество. – 1989. – №8. – С. 37 – 45.
2. **Тихомиров, П.М.** Расчет трансформаторов / П.М Тихомиров. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 528 с.
3. **Кравченко, А.Н.** Анализ эффективности мероприятий по снижению добавочных потерь в мощных силовых трансформаторах / А.Н. Кравченко // Соврем. пробл. энерг. Электроэнерг. Оборуд.: Тезисы докладов Четвертой респ. научн.-техн. конф. – Киев, 1985. – С. 88-89.
4. **Калинин, Е.В.** Потери в стыках шихтованных сердечников. Часть 1. Экспериментальное исследование основных влияющих факторов прироста электромагнитных потерь / Е.В. Калинин // Актуальные проблемы электроэнергетики: сборник статей. – Нижний Новгород, 2018. – С. 53-61.
5. **Калинин, Е.В**. Исследование влияния стыков на потери в шихтованных сердечниках / Е.В. Калинин, О.А. Любарский // Электропривод и автоматизация промышленных установок. Межвуз. сборник научных трудов – Нижний Новгород, 1987. – С. 51-55.
6. **Bavay, J.C**. Les tôles magnétiques á orientés. L´amélioration des performances / J.C. Bavay // Rev. Gen. Elec. – 1989. – № 11. – P. 32 – 36, VII.
7. **Takahashi, N**. Production of very low core loss grain-oriented silicon steel / N. Takahashi, Y. Ushigami // IEEE Trans. Magn. – 1986. – 22, № 5. – P. 490-495.
8. **Nosawa, T.** Magnetic properties and domain structures in domain refined grain-oriented silicon steel / T. Nosawa, Y. Matsuo // J. Appl. Phys. – 1988. – 63, № 8, Pt. 2A. – P.2966-2970.
9. **Černy, V.** Přispěvek k problematice viřivých proudů ve spojich transformátorvých plechů / V. Černy // Elektrotechnický obzor, SV72. – 1983. – № 11. – S. 651-652.
10. **Nakata, T.** Магнитые характеристики стыков сегментов сердечника статора / T. Nakata, Y. Kawase, S. Moriyasa // Дэнки гаккай ромбунси, Trans. Inst. Elec. Eng. Jap. – 1987. – D 107, № 1. – P. 109-114.
11. **Qader, A.A.** Building factor of a 100 kBA 3 phase distribution transformer core / A.A. Qader, A. Basak // IEEE Trans. Magn. – 1982. – 18, № 6. – P. 1487-1489.
12. **Зайкова, В.А**. Доменная структура и магнитные свойства электротехнических сталей / В.А. Зайкова, И.Е. Старцева, Б.Н. Филиппов. – М.: Наука, 1992. – 272с.
13. **Калинин, Е.В.** Магнитное поле в анизотропном шихтованном сердечнике. Часть 1. Рекомендации к определению степени магнитной анизотропии холоднокатаных электротехнических сталей / Е.В. Калинин // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. – 2018. – № 2 (121). – С. 96-105.
14. **Дружинин, В.В.** Магнитные свойства электротехнических сталей / В.В. Дружинин. – М.: Энергия, 1974. – 240 с.

15. **Ламмеранер, Й.** Вихревые токи / Й. Ламмеранер, М. Штафль. – М.: Энергия, 1967. – 208 с.
16. **Sharples, K.O.** A study of the effect of core slitting on the power loss density in the limbs of generator transformers / K.O. Sharples // Proc. Int. Conf. Elec.Mach., Budapest, 5-9 Sent., 1982. Pt. 2. – Budapest, 1982. – P. 700-702.
17. **Čech, D.** Kovovy pás pro magnetické obvode elektrických strojů a přistrojů a způsob jeho vyroby / D. Čech, V. Havliček, // A.c. 239285. ЧССР. Заявл. 02.09.83, № PV6403-83, опубл. 16,02.87. МКИ H 01 F 3/4.
18. **Калинин, Е.В.** Магнитное поле в анизотропном шихтованном сердечнике. Часть 2. Экспериментальное обоснование применения при расчетах магнитного поля векторных характеристик намагничивания холоднокатаных электротехнических сталей / Е.В. Калинин // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. – 2018. – № 3 (122). – С.71-80.

Дата поступления
в редакцию 27.09.2018 г.

E.V. Kalinin, E.A. Chernov

LOSSES AT THE JOINTS OF LAMINATED CORES. INVESTIGATION OF THE POSSIBILITIES OF REDUCING THE INCREASE OF LOSSES

Nizhny Novgorod state technical university n. a. R. E. Alekseev

Purpose: To analyze the influence of various factors on the increase in losses in the oblique joints to reduce losses in the laminated cores of powerful power transformers from cold-rolled electrical steel.
Methodology: Experimental study of the increase in specific losses Δ*P*уд as the difference in specific losses: first, a continuous ring-shaped laminated core (without joints) - *P*уд, and then this core with the joints - *P*уд.ст, at different values of the amplitude of the magnetic induction *B*м at two frequencies *f* =50 and 400Hz. Used unconventional structural components of the growth of specific losses: Δ*P*уд.гв – on hysteresis and eddy currents from redistribution of the main (tangential) magnetic flux and Δ*P*уд.в*n* – on eddy currents from normal component of the magnetic flux in the joint.
Results: The correctness of the use of the selected structure of the increase in losses in oblique joints is confirmed. It is revealed that for cores made of textured steels the main part of the increase in specific losses (>85%) fails on the component of Δ*P*уд.в*n*. Measures are proposed to reduce the increase in losses at the joints.
The value of research: It is shown that the dynamics of energy processes associated with the formation of Δ*P*уд.в*n* consistent with a sharp surface effect. A significant reduction of Δ*P*уд.в*n* was experimentally obtained by drawing on a core of the plate in the joint zone of the special slits.
Novelty / value: Proposed structure of the growth of specific losses in the oblique joints of laminated cores and the feature of the character of the dependence of the components of Δ*P*уд.гв and Δ*P*уд.в*n* from *B*м and *f*. Practical recommendations for significant reduction of Δ*P*уд in powerful power transformers are given.

Keywords: laminated transformer cores, cold-rolled electrical steel, oblique joints, experimental study, reduce losses, special slits.