

Поступила в редакцию 28.08.2020

DOI10.46960/2658-6754\_2020\_3\_35

УДК 621.314

Е.В. Калинин, А.И. Чивенков

## ВЛИЯНИЕ МАГНИТНОЙ ТЕКСТУРЫ ТРАНСФОРМАТОРНЫХ СТАЛЕЙ НА МАГНИТНОЕ ПОЛЕ ШИХТОВАННЫХ СЕРДЕЧНИКОВ

Нижегородский государственный технический университет им. Р.Е. Алексеева  
Нижний Новгород, Россия

Анализируются причины перераспределения магнитного поля в узловых зонах шихтованных магнитных систем силовых трансформаторов с появлением высших нечетных гармоник магнитной индукции. Исследуется влияние анизотропии магнитных свойств и деформации петель гистерезиса текстурованных холоднокатаных сталей на увеличение неоднородности магнитного потока. Для магнитной анизотропии характерно наличие пространственного угла  $\psi$  между векторами индукции  $\vec{B}$  и напряженности  $\vec{H}$  магнитного поля. Дается физическая интерпретация угловых зависимостей как результат суммарного воздействия кристаллической ребровой текстуры и меняющейся полосовой доменной структуры. Предложена математическая модель векторных характеристик намагничивания текстурованных сталей, использующая справочные скалярные кривые намагничивания  $H_\alpha(B, \alpha)$  под разными углами  $\alpha$  к направлению намагничивания, где  $H_\alpha$  – проекция вектора  $\vec{H}$  на вектор  $\vec{B}$ , и дополнительные – угловые характеристики  $\psi(B, \alpha)$ . Особенностью угловых характеристик является их зависимость только от степени магнитной анизотропии  $K$  – отношения магнитных свойств вдоль и поперек прокатки. Приводятся результаты численных расчетов магнитного поля кольцевого анизотропного сердечника из стали марки 3413 ( $K = 7$ ) и отношением радиусов 2,1 при значениях средней по сечению индукции  $B_c = 0,3$  Тл и 1,6 Тл для различных вариантов модели векторных характеристик намагничивания: условия  $\psi = 0$ ; реальных угловых характеристик  $\psi(B, \alpha)$  стали 3413; кривых намагничивания без учета и с учетом деформации петель гистерезиса. Проведено сопоставление с экспериментальными результатами. Выявлено значительное влияние деформации петель гистерезиса и пространственного угла  $\psi$  текстурованных сталей на картину магнитного потока. Наибольшая неоднородность потока наблюдается при малых индукциях на участках шихтованного сердечника с направлениями вектора  $\vec{B}$ , прилегающими к направлению прокатки. При насыщении неоднородность резко спадает, что является причиной появления высших нечетных гармоник магнитной индукции.

**Ключевые слова:** коэффициент увеличения потерь, математическое моделирование, неоднородность магнитного потока, деформация гистерезисных петель,

полосовая доменная структура, ребровая текстура, силовые трансформаторы, текстурованные холоднокатаные стали.

### **I. Актуальность. Постановка задачи**

Внедрение текстурованных холоднокатаных электротехнических сталей позволило существенно повысить энергетические показатели силовых трансформаторов за счет низких значений удельных магнитных потерь и повышенного уровня рабочей индукции в направлении прокатки (НП) [1-9]. Наблюдается дальнейшее улучшение рабочих характеристик текстурованных сталей. Созданы новые перспективные марки: Ni-B, ZDKH с магнитоактивным покрытием, лазерной обработкой поверхности, термомагнитным отжигом, с уменьшенной толщиной прокатки пластин [8-10]. Имеется необходимость совершенствования конструкций магнитных систем (МС) трансформаторов [1-3, 6] с использованием методик расчета электромагнитных полей. При этом необходимо наличие полноценной информации о магнитных свойствах используемых сталей [1-6].

Современные текстурованные электротехнические стали представляют сплавы Fe с  $\approx 3\%Si$  с резко выраженной анизотропией магнитных свойств (АМС) в плоскости прокатки [5, 8-15]. С повышением уровня магнитных свойств перспективных марок сталей растет АМС повышается их чувствительность к внешним воздействиям [4, 9-13].

В исследованиях [1-5] отмечается негативное влияние АМС текстурованных сталей на магнитное поле и потери в шихтованных сердечниках (ШС) силовых трансформаторов. Авторами [1] сравниваются результаты измерения потерь на промышленной частоте ( $f = 50$  Гц) в одинаковых трехфазных шихтованных МС из ходовой текстурованной стали и перспективной сверханизотропной стали марки Ni-B. При использовании стали Ni-B в ШС [1] наблюдается рост коэффициента увеличения потерь  $K_p$  (отношение удельных потерь в ШС трансформатора к удельным потерям стали в направлении прокатки [13]) при повышенной неоднородности магнитного потока по сравнению с ШС из ходовой текстурованной стали (табл.1).

Аналогичные результаты получены в [2, 3] для трех идентичных моделей трехстержневых МС из изотропной электротехнической стали и текстурованных сталей марок М6 и М4. Наибольшая неоднородность магнитного потока выявлена на участках стыков. В случае АМС эта неоднородность усиливается. При синусоидальных магнитных потоках стержней в зонах стыков циркулируют высшие нечетные гармоники магнитной индукции. С ростом АМС уровень гармоник повышается. Для изотропной стали уровень 3-ей гармоники в зоне Т-стыка типа  $45^\circ \times 45^\circ$  не более 17 %, для стали марки М6 – 27 %, для стали марки М4 с наиболее высоким уровнем АМС – 33 %. Согласно исследованиям [16], в зоне перекрытия косых

стыков ШС трансформатора углы  $\alpha$  отклонения вектора  $\vec{B}$  от НП подчиняются условию  $\alpha < 10^\circ$ .

Таблица 1.

Значения коэффициента увеличения потерь  $K_p$  [1] для различных сталей

Сталь	Значения $K_p$ , о.е. при разных $B_c$ , Тл					
	0,5	0,7	1,0	1,3	1,5	1,7
Ходовая сталь	1,07	1,08	1,13	1,16	1,15	1,11
Ні-В	1,17	1,18	1,23	1,26	1,25	1,23
Ні-В с локальной лазерной обработкой (ЛЛО)	1,10	1,12	1,17	1,23	1,22	1,20

В [4, 7] отмечаются повышенные уровни  $K_p$  в МС силовых трансформаторов под действием конструктивных и технологических факторов. При желательных величинах  $K_p \leq (1,2 \div 1,3)$  [13] его значение превышает  $K_p = 2$ , в том числе, от механических напряжений – 17 %, шихтовки в 2 листа – 18 %, установки в вертикальное положение – 30 % [7], при транспортировке – до 50 % [4].

В [13] для исключения влияния посторонних факторов предлагается «...использовать на этапе исследовательских работ только простейшие магнитопроводы типа замкнутого тороида». В [17] обосновываются преимущества использования ШС кольцевой формы для оценки влияния АМС на магнитное поле и потери:

- простота математической модели ШС;
- отсутствие влияние технологических факторов;
- возможность сопоставления экспериментальных и расчетных данных.

В [17, 18] указывается на необходимость использования при полевых расчетах векторных характеристики намагничивания (ВХН) сталей [5, 6] с учетом пространственного угла  $\psi$  между векторами магнитного поля. Справочные данные на магнитные свойства текстурованных сталей представлены скалярными кривыми намагничивания  $H_\alpha(B, \alpha)$  под разными углами  $\alpha$  вектора магнитной индукции  $\vec{B}$  к НП [11-13]. При этом  $H_\alpha$  – проекция вектора напряженности магнитного поля  $\vec{H}$  на вектор  $\vec{B}$ . Для получения ВХН кривые  $H_\alpha(B, \alpha)$  должны быть дополнены зависимостями  $\psi(B, \alpha)$ . Максимальные значения угла  $\psi$  достигают значений  $(50 \div 70)^\circ$  при углах  $\alpha \leq (15 \div 20)^\circ$  [18, 19]. В [20, 21] в качестве магнитных характеристик при расчетах используются только зависимости  $H_\alpha(B, \alpha)$ .

Известные подходы к описанию ВХН  $\vec{H}(\vec{B})$  текстурованных сталей [19, 22-24] используют формальные представления в отрыве от особенностей магнитной анизотропии [9], без экспериментальных подтверждений результатов расчета магнитного поля анизотропных ШС.

Появляется необходимость физического разъяснения характера зависимостей  $\psi(B, \alpha)$  с рассмотрением кристаллической и доменной структур текстурованных сталей. В центре рассмотрения оказывается исследование особенностей влияния АМС текстурованных сталей на распределение магнитного потока с использованием математической модели кольцевого анизотропного ШС.

## II. Особенности магнитной анизотропии текстурованных сталей

Даже незначительные добавки ( $0,5 \div 4,5$ )% Si существенно улучшают магнитные, электрические и механические свойства электротехнических сталей. Атомы Si встраиваются в кристаллическую структуру Fe, образуя твердый раствор с двумя типами ячеек сверхструктур кристаллической решетки  $DO_3$  или B2 (рис. 1, а) [9].

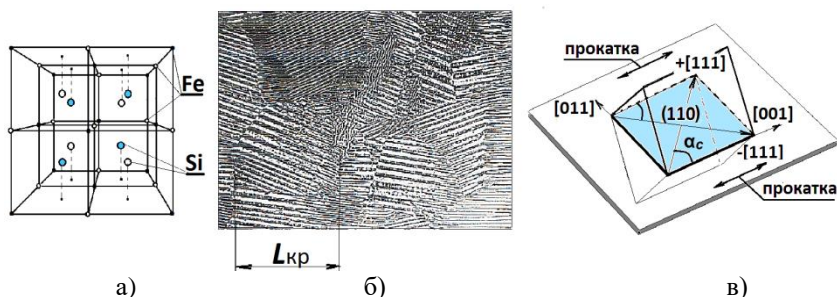


Рис. 1. Ячейка сверхструктуры B2 твердого раствора Fe-Si(a); порошковые фигуры ориентированных зерновой и доменной структур текстурованной стали (б); расположение кристаллов Fe-Si с ребровой текстурой (110) [001] (в)

Применение технологии холодной прокатки кремнистых сталей с формированием ребровой текстуры Госсса [8, 9, 14] (рис. 1, в) позволило наиболее полно реализовать потенциальные возможности сплавов Fe-Si [8, 9]. В этом случае происходит образование крупных ориентированных зерен (кристаллитов) ребровой текстуры с линейными размерами  $L_{кр}$  до (20-30) мм и полосовых доменов с длиной, ограниченной только размерами зерен [9, 10, 14] (рис. 1, б).

Сочетание крупной зерновой структуры и направленного механического воздействия при холодной прокатке делает энергетически выгодным существование крупной равновесной полосовой доменной структуры (ДС) вдоль НП. Последняя находится в зависимости от механи-

ческих напряжений, направления и модуля вектора  $\bar{B}$ , динамики перемагничивания и прочих внешних воздействий [9, 15].

Магнитная анизотропия является результатом суммарного влияния ребровой текстуры и холодной прокатки на полосовую ДС. Наиболее сильно выражена наведенная анизотропия от холодной прокатки. Она имеет  $90^\circ$ -ный характер с осями легкого и трудного намагничивания вдоль и поперек НП (рис. 1, в) –  $[001]$  ( $\alpha = 0$ ) и  $[011]$  ( $\alpha = 90^\circ$ ), соответственно. Меньшее влияние, но с более сложной зависимостью от угла  $\alpha$ , оказывает кристаллическая структура [8-10, 14, 25]. При ребровой текстуре в плоскости листа оказываются диагональная плоскость  $(110)$  кристаллов Fe-Si с четырьмя энергетически важными осями:  $[001]$ ,  $[011]$ ,  $\pm[111]$ , где  $[111]$  – диагональные оси кристалла с направлениями наихудших магнитных свойств:  $\alpha_c = \pm \arctg \sqrt{2} \approx \pm 55^\circ$  к НП (рис.1, в). Угловые зависимости  $\psi(B, \alpha)$  имеют нечетную симметрию относительно осей  $[001]$  и  $[011]$  в каждом из четырех квадрантов плоскости прокатки. Поэтому достаточно рассмотреть характер изменения полосовой ДС текстурованной стали в интервале углов  $\alpha \in [0; 90^\circ]$ .

На рис. 2, а-в показаны реконструкция ДС и петли гистерезиса  $H_\alpha(B)$  при изменении магнитной индукции монокристаллических образцов Fe с 3% Si с ребровой текстурой, вырезанных в виде узких полосок вдоль осей  $[001]$ ,  $[011]$ ,  $[111]$ . Наблюдения изменения ДС проводились в [9]. «Темная» и «светлая» окраска соответствует противоположному направлению намагниченности полосовых доменов.

При  $\alpha = 0$ , то есть направлении вектора  $\bar{B}$  вдоль оси  $[001]$  – (рис. 2, а), во всем диапазоне изменения магнитной индукции наблюдается смещение границ доменов исходной – крупной полосовой ДС, направленных вдоль оси легкого намагничивания  $[001]$ .

При  $\alpha > 0$  (рис. 2, б, в) такая картина ДС сохраняется только при малых индукциях – ниже точки  $A$  восходящей ветви  $H(B)$ . На участке наибольшей крутизны (точки  $A$ - $C$ ) рост индукции приводит к перестройке ДС с образованием вторичной – мелкой полосовой ДС вдоль осей  $\pm [111]$ .

При  $0 < \alpha \leq \alpha_c$  вторичная ДС направлена вдоль диагональной оси  $+ [111]$ . Чем ближе направление вектора  $\bar{B}$  к оси  $+ [111]$  с  $\alpha = \alpha_c$ , тем в большей степени выражена доля вторичной ДС (рис. 2, б). Выше точки  $C$  вся поверхность монокристаллического образца оказывается разделенной на темные и светлые полосы доменов вдоль оси  $+ [111]$ . При  $\alpha_c < \alpha \leq 90^\circ$  вторичная ДС принимает форму зигзагов из полос, направленных вдоль обеих осей  $\pm [111]$ . При  $\alpha = 90^\circ$  (рис. 2, в) зигзаги симметричны.

В области сильных полей характеристики  $H(B)$  во всех угловых положениях ширина доменов темного цвета уменьшается, зигзаги

вторичной ДС «спрямляются» [9]. Подобная картина изменения ДС наблюдается и на отрицательной половине цикла петли  $H(B)$ .

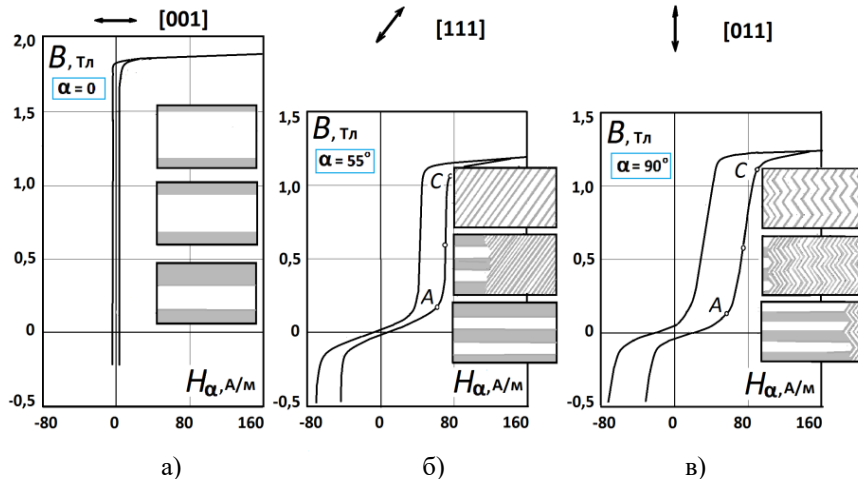


Рис. 2. Доменная структура (реконструкция) и петли гистерезиса  $H_\alpha(B)$  монокристаллических образцов Fe-3%Si с ребровой текстурой в виде узких пластин, вырезанных и намагничиваемых вдоль осей: [001] –  $\alpha = 0$  (а); [111] –  $\alpha = 55^\circ$  (б); [011] –  $\alpha = 90^\circ$  (в)

Текстурованная сталь имеет поликристаллическую структуру (рис. 1, б) с углами рассеивания кристаллитов до  $(7 \div 10)^\circ$  от НП [8, 9, 14]. Поэтому при изменении магнитного поля описанные выше процессы могут происходить одновременно при изменяющемся соотношении обоих типов полосовых доменных структур: крупной исходной – вдоль осей кристаллитов [001] и мелкой вторичной – вдоль осей  $\pm[111]$ .

При  $\alpha > 0$  характеристики  $H_\alpha(B)$  текстурованных сталей приобретают нетипичную для гистерезисных петель деформированную форму с пологим участком в зоне Релея (рис. 2, б, в).

### III. Вектора $\bar{B}$ и $\bar{H}$ в плоскости прокатки текстурованной стали

Согласно экспериментальным данным [8, 11-13], при малых уровнях  $\bar{B}$  магнитная анизотропия текстурованных сталей в плоскости прокатки близка к линейной  $90^\circ$ -ной, что подтверждается сохранением крупной полосовой ДС при любых углах  $\alpha$  (рис. 2). При этом анизотропия максимальна, а угол  $\psi$  достигает наибольших значений [17-19].

В [15, 17] введено и обосновано применение при расчетах безгистерезисной составляющей напряженности магнитного поля  $H_{\text{бр}}$ , поэтому в дальнейшем под  $H_{\alpha}$  подразумевается использование  $H_{\text{бр}}$ .

Для линейной анизотропной ферромагнитной среды применим принцип суперпозиции процессов вдоль осей  $\alpha = 0$  и  $90^\circ$ . При любом направлении намагничивания (НН) соотношения между проекциями векторов магнитного поля –  $B_0$ ;  $H_0$  и  $B_{90}$ ;  $H_{90}$  на эти оси остаются неизменными (рис. 3, а):

$$B_0 = \mu_0 \cdot H_0; \quad B_{90} = \mu_{90} \cdot H_{90}, \quad (1)$$

где  $\mu_0$ ;  $\mu_{90}$  – магнитные проницаемости по осям  $\alpha = 0$  и  $90^\circ$ . В соответствии с (1) и векторной диаграммой на рис. 3, а:

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \alpha &= \frac{B_{90}}{B_0}; \\ \operatorname{tg}(\psi + \alpha) &= \frac{H_{90}}{H_0} = \frac{\mu_0}{\mu_{90}} \cdot \frac{B_{90}}{B_0} = K \cdot \operatorname{tg} \alpha. \end{aligned}$$

Тогда:

$$\psi(\alpha) = \operatorname{arctg}(K \cdot \operatorname{tg} \alpha) - \alpha, \quad (2)$$

где  $K = \mu_0/\mu_{90}$  – степень АМС [15].

На векторной диаграмме рис. 3, а проведем дополнительные построения (синим цветом). Из рассмотрения прямоугольных треугольников  $ABC$ ,  $GFC$  и прямоугольника  $BCEF$  имеем:

$$H_{\alpha} = H_{90} \cdot \sin \alpha + H_0 \cdot \cos \alpha; \quad H_n = H_{90} \cdot \cos \alpha - H_0 \cdot \sin \alpha. \quad (3)$$

Из (1) и (3) с учетом равенств:  $B_0 = B \cdot \cos \alpha$ ;  $B_{90} = B \cdot \sin \alpha$  выводим выражения для составляющих  $H_n$  и  $H_{\alpha}$ :

$$H_{\alpha}(B, \alpha) = \frac{B^s}{2 \cdot \mu_0} \cdot [(K + 1) - (K - 1) \cdot \cos 2\alpha]; \quad (4)$$

$$H_n(B, \alpha) = \frac{B^s}{2 \cdot \mu_0} \cdot (K - 1) \cdot \sin 2\alpha, \quad (5)$$

где  $s$  – показатель степени, введенный для исследования влияния начального пологого участка безгистерезисной кривой намагничивания с

учетом деформации петли гистерезиса (рис. 4, в); в линейной анизотропной среде  $s = 1$ . При отсутствии насыщения текстурованных сталей значения  $H_\alpha$ , определенные по (4), коррелируют со справочными  $H_\alpha(B, \alpha)$  [11-13], а обе аналитические зависимости (4) и (5) имеют качественное сходство с результатами специальных экспериментальных исследований [17, 18].

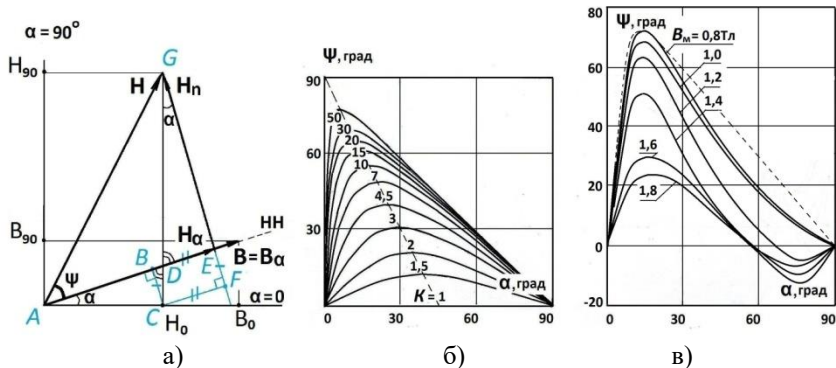


Рис. 3. Векторы  $\vec{B}$  и  $\vec{H}$  в плоскости прокатки с осями анизотропии  $\alpha = 0$  и  $90^\circ$  (а); семейства кривых  $\psi(\alpha)$  для случая линейной  $90^\circ$ -ной магнитной анизотропии (б); угловые характеристики  $\psi(B, \alpha)$  стали марки М6 при  $f = 0$  (сглажены) [22] (в)

Совместно зависимости типа (4), (5) также представляют собой ВХН. Экспериментальные семейства кривых  $H_\alpha(B, \alpha)$  и  $H_n(B, \alpha)$  использованы в работах [19, 22-24]. Однако зависимости типа (2), (4) в качестве ВХН предпочтительнее. Угловые характеристики  $\psi(B, \alpha)$  зависят от степени АМС сталей, а не от абсолютных значений векторов магнитного поля  $\vec{H}$  и  $\vec{B}$  [18], что позволяет обобщать результаты анализа [17].

На рис. 3, б представлено семейство кривых  $\psi(\alpha)$  – (2) при различных  $K$  в диапазоне  $\alpha = (0; 90^\circ)$  с координатами экстремальных значений ( $\psi_s; \alpha_s$ ):

$$\psi_s = 90^\circ - 2 \arcsin \frac{1}{\sqrt{1+K}}; \quad \alpha_s = \arcsin \frac{1}{\sqrt{1+K}}, \quad (6)$$

С увеличением степени магнитной анизотропии  $K$  максимумы угла  $\psi$  с координатами ( $\psi_s; \alpha_s$ ) растут по амплитуде и смещаются к оси  $\alpha = 0$  (на рис. 3, б отмечено пунктиром). Найденные по (6) координаты ( $\psi_s; \alpha_s$ ) холоднокатаных сталей с разными уровнями АМС соответствуют экспериментальным значениям, подтверждая правильность подхода [17-19].



Зависимость (2) близка к экспериментальным кривым  $\psi(B, \alpha)$  при  $\alpha \leq \alpha_0$  [17-19], где доминирует крупная ДС (рис. 2, а). При углах  $\alpha > \alpha_0$ , усиливается влияние мелкой (55°-ной) ДС [9]. С увеличением  $B$  и  $\alpha$  доля этой вторичной ДС нарастает (рис. 2, б, в). Реальный характер зависимости  $\psi(B, \alpha)$  текстурованной стали определяется соотношением долей крупной и вторичной ДС:

$$\psi(B, \alpha) = \eta(B, \alpha) \cdot \psi_{90}(B, \alpha) + [1 - \eta(B, \alpha)] \cdot \psi_{55}(\alpha), \quad (7)$$

где  $\eta(B, \alpha)$ ;  $[1 - \eta(B, \alpha)]$  – весовые коэффициенты исходной крупной и вторичной мелкой ДС в общем объеме материала.

Зависимость  $\psi_{90}(B, \alpha)$  для крупной ДС аналогична (2):

$$\psi_{90}(B, \alpha) = \arctg [K(B) \cdot \tg \alpha] - \alpha, \quad (8)$$

где  $K = K(B)$  – зависит от уровня магнитной индукции [18].

Для мелкой ДС зависимость  $\psi_{55}(\alpha)$  имеет сходство с кривыми вращательного момента дисковых образцов текстурованных сталей в постоянном магнитном поле [8, 25] с представлением суммой двух четных гармоник (рис. 4, б):

$$\psi_{55}(\alpha) = A_1 \cdot \sin 2\alpha + A_2 \cdot \sin 4\alpha, \quad (9)$$

причем коэффициенты гармоник  $A_1$ ;  $A_2$  для разных сталей с кубической структурой типа (110) [001] неизменны [25].

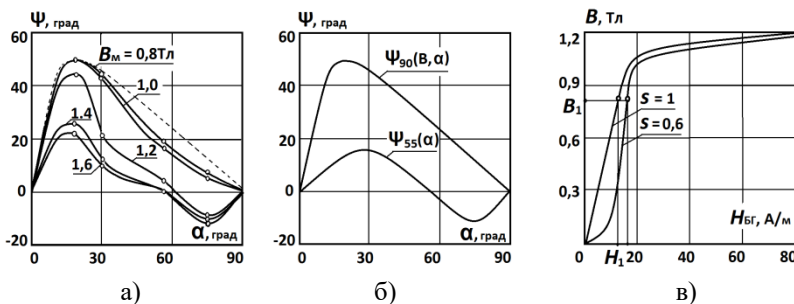


Рис. 4. Угловые характеристики  $\psi(B, \alpha)$  стали 3413 при  $f = 50$  Гц [17] (а); зависимости  $\psi_{90}(B, \alpha)$  и  $\psi_{55}(\alpha)$  (б); кривые  $H_{Br}(B)$  при  $s = 1; 0,6$  (в)

Благодаря общему характеру изменения полосовой доменной структуры [9], (7)-(9) сохраняют одинаковый вид для различных текстурован-

ных сталей. На рис. 3, в приведены кривые  $\psi(\alpha)$  при различных  $B = \text{const}$  для стали марки М6 ( $K \approx 30$ ) при  $f = 0$ , рассчитанные по данным [19, 22]; на рис. 4, а – аналогичные кривые для стали марки 3413 ( $K = 7$ ) при  $f = 50$  Гц [17]. Для двух марок текстурованных сталей с разными уровнями АМС угловые характеристики  $\psi(B, \alpha)$  имеют схожий характер, пунктирные кривые соответствуют линейной  $90^\circ$ -ной анизотропии по (2).

На нелинейной части кривых при  $B > B_1$  (рис. 4, в) зависимости  $H_a(B, \alpha)$  аппроксимируем, как в [18]:

$$H_a(B, \alpha) = \gamma(\alpha) \cdot \text{sh}[\beta(\alpha) \cdot (B - B_1)] + H_1(\alpha), \quad (10)$$

где  $H_1, B_1$  – координаты границы участков кривой  $H_{\text{гр}}(B)$  на рис. 4, в;  $\gamma(\alpha), \beta(\alpha)$  – коэффициенты аппроксимации [18].

#### IV. Результаты математического моделирования магнитного поля кольцевого анизотропного сердечника

В [26] обосновано отсутствие влияния динамики на распределение магнитного потока. Поэтому моделирование магнитного поля кольцевого анизотропного ШС, как и в [17], производилось на основе решения плоской задачи магнитостатики в полярных координатах  $(\rho, \varphi)$ . В качестве модели ВХН использованы аналитические зависимости (4), (7)-(10) по экспериментальным данным и результатам [15, 17, 18]. Варьировались варианты зависимости  $\psi(B, \alpha)$ , показатель степени  $s$  начального участка безгистерезисной характеристики  $H_{\text{гр}}(B)$  (рис. 4, в), режимы  $B_m$ . Область решения задачи из соображений симметрии ограничена значениями угловой координаты  $\varphi = (0 \div 90^\circ)$ . Оси магнитной анизотропии стали совмещены с осями симметрии задачи условием:  $\alpha = 0$  при  $\varphi = 0$ .

На математической модели магнитного поля кольцевого сердечника с использованием модели ВХН текстурованных сталей раздельно проведены исследования влияния каждого из действующих факторов: нелинейности и наличия начального пологого участка кривой намагничивания, пространственного угла  $\psi$  между векторами  $\vec{B}$  и  $\vec{H}$ . Вопрос влияния отношения радиусов рассмотрен ранее в [27].

Приведены результаты численных расчетов магнитного поля кольцевого ШС из стали марки 3413 ( $K = 7$ ) с отношением наружного и внутреннего радиусов  $R_n / R_b = 2,1$  (рис. 5, а-в), для которого в [17] имеются описания методики и результатов локальных магнитных измерений. Значения индукции на рис. 5 – в относительных единицах:  $B^* = B / B_c$ , где  $B_c$  – средняя по сечению магнитная индукция.

Рассмотрены три варианта угловых зависимостей  $\psi(B, \alpha)$ :  $90^\circ$ -ная по (2), реальная для стали 3413 (рис. 4, а), условие  $\psi(B, \alpha) = 0$ ; два значения

для показателя степени  $s$ :  $s = 1$  – без учета деформации петли,  $s = 0,6$  с учетом деформации петли для стали 3413; два крайних режима по индукции:  $B_c = (0,3; 1,6)$  Тл.

На рис. 5, а представлены кривые  $B^*(\varphi)$  по внутреннему –  $R_B$  и наружному –  $R_H$  радиусу кольцевого сердечника при  $B_c = 0,3$  Тл для случая линейной  $90^\circ$ -снй магнитной анизотропии. Зависимость  $\psi(\alpha)$  определяется по (2). Зависимость  $H_\alpha(B, \alpha)$  – по (4) при двух вариантах показателя степени  $s = 1$  и  $0,6$  (рис. 4, в).

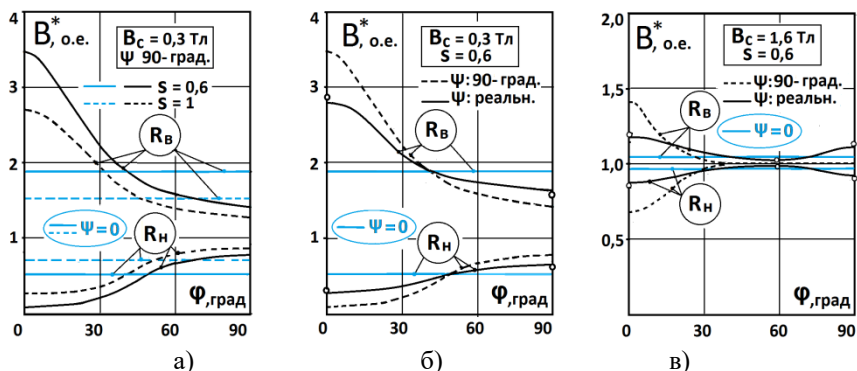


Рис. 5. Кривые  $B^*(\varphi)$  кольцевого сердечника ( $r = 2,1$ ) из стали 3413 ( $K = 7$ ); для  $\rho = (R_B; R_H)$ :  $B_c = 0,3$  Тл;  $s = (1; 0,6)$  и  $\psi(\alpha)$  – по (2) – (а);  $B_c = 0,3$  Тл;  $s = 0,6$  и различных вариантах –  $\psi(\alpha)$  – (б);  $B_c = 1,6$  Тл;  $s = 0,6$  и различных вариантах –  $\psi(\alpha)$  – (в)

На рис. 5, б представлены результаты аналогичного расчета кривых  $B^*(\varphi)$  при  $B_c = 0,3$  Тл и  $s = 0,6$  для зависимости  $\psi(\alpha)$  – по (2) и реальной зависимости  $\psi(B, \alpha)$  стали 3413 (рис. 4, а) по (7)-(9).

На рис. 5, в при  $B_c = 1,6$  Тл и  $s = 0,6$  – кривые  $B^*(\varphi)$  при использовании в качестве зависимости  $H_\alpha(B, \alpha)$  (4), (10) для вариантов  $\psi(B, \alpha)$ :  $90^\circ$ -снй магнитной анизотропии по (8) и реальной зависимости стали 3413 по (7)-(9).

Из анализа кривых  $B^*(\varphi)$  на рис. 5 сделаны следующие выводы:

- АМС приводит к неоднородности магнитного потока по угловой координате  $\varphi$  с наибольшим перепадом магнитной индукции при  $\varphi = 0$  и наименьшим – в угловом положении, соответствующем оси худших магнитных свойств стали;
- максимум перепада индукции наблюдается в ненасыщенных режимах (рис. 5, а, б), когда углы  $\psi$  также максимальны (рис. 4, а);

- наличие начального пологого участка безгистерезисных кривых  $H_{ог}(B)$  деформированных петель гистерезиса ( $s = 0,6$ ) еще более усиливает неоднородность магнитного потока (рис. 5, а);
- с ростом насыщения стали неоднородность (рис. 5, в) спадает;
- при использовании только скалярных характеристик  $H_{\alpha}(B, \alpha)$  и  $\psi = 0$  отсутствует влияние анизотропии на распределение магнитного поля  $B^*(\varphi) = \text{invar}$ ; остается влияние начального пологого участка и степени насыщения кривой намагничивания  $B^*(\rho)$  (рис. 5, а-в – синим цветом).

Расчеты подтверждаются проведенными измерениями [17]. Точками на рис. 5, б, в отмечены экспериментальные значения  $B^*$  при  $\varphi = 0; 55; 90^\circ$ .

## V. Обсуждение результатов

Численное моделирование магнитного поля кольцевого анизотропного ШС показало наибольший уровень неоднородности магнитного потока на участках с направлениями вектора  $\vec{B}$ , прилегающими к НП, как у МС трансформаторов [2, 3, 16], что подтверждают и результаты измерений [17]. Определяющее влияние на характер распределения магнитной индукции в анизотропных ШС оказывает наличие пространственного угла  $\psi$  между векторами магнитного поля. Угловые характеристики  $\psi(B, \alpha)$  имеют качественное сходство для разных марок сталей с разной степенью магнитной анизотропии  $K$  (М6,  $K = 30$  на рис. 3, в и 3413,  $K = 7$  на рис. 4, а) и с аналитическими кривыми при линейной анизотропии [18]. Они зависят только от отношения магнитных свойств вдоль и поперек прокатки и не привязаны к абсолютным значениям векторов магнитного поля  $\vec{B}$  и  $\vec{H}$  используемых сталей.

Деформация петель гистерезиса текстурованных сталей дополнительно увеличивает неоднородность магнитного потока. Известно, что локальная лазерная обработка, применяющаяся для снижения удельных потерь текстурованных сталей за счет дробления доменной структуры, уменьшает и деформацию петель гистерезиса [10, 14]. В [1] при исследовании трехфазной шихтованной МС из сверханизотропной стали марки Ni-V с повышенной деформацией петель гистерезиса [12] отмечено относительное снижение значений коэффициента увеличения потерь  $K_p$  для стали Ni-V с лазерной обработкой (табл. 1).

Высокие магнитные свойства перспективных текстурованных сталей в направлении прокатки приводят к повышенной анизотропии магнитных свойств [13], а значит, росту значений коэффициента увеличения потерь  $K_p$ . Для обеспечения низких значений  $K_p$  в шихтованных магнитных системах [13] необходим поиск конструктивных решений, снижающих неоднородность магнитного потока в узловых зонах трансформаторов на

основе численного решения задач магнитостатики с использованием векторных характеристик намагничивания текстурованных сталей [6].

При использовании в качестве магнитных характеристик только зависимостей  $H_\alpha(B, \alpha)$ , как в [20, 21], картина магнитного поля при расчетах не отличается от случая отсутствия анизотропии [17, 18].

## VI. Выводы

1. Причинами повышения неоднородности магнитного потока и уровня содержания высших нечетных гармоник индукции в узловых зонах магнитных систем трансформаторов являются деформация петель гистерезиса текстурованных сталей и анизотропия магнитных свойств текстурованных сталей с наличием пространственного угла между векторами индукции и напряженности магнитного поля.

2. Угловые зависимости магнитной анизотропии в плоскости прокатки текстурованных сталей имеют определяющее влияние на характер распределения магнитного поля в шихтованных магнитных системах трансформаторов.

3. Предложенное аналитическое описание угловых зависимостей магнитной анизотропии имеет общий вид и основано на учете влияния двух типов полосовой доменной структуры: крупной – с  $90^\circ$ -ной анизотропией и мелкой – с  $55^\circ$ -ной анизотропией с меняющимся долевым соотношением в зависимости от величины и направления вектора магнитной индукции.

©Калинин Е.В., 2020

©Чивенков А.И., 2020

## Библиографический список

- [1] 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. № 5 (22). P. 532-534.
- [2] Basak A., Higgs C.R.G. Flux distribution in three phase transformer cores with various T-joint geometries // IEEE Transactions on Magnetics. 1982. № 2 (18). P. 670-673.
- [3] Higgs C.R.G., Moses A.J. Computation of flux distribution and harmonics in various transformer cores // Journal of Magnetism and Magnetic Materials. 1982. № 1-3 (26). P. 349-350.
- [4] Кобылин В.П., Давыдов Г.И., Афанасьев Д.Е., Ли-Фир-Су Р.П., Седалищев В.А., Васильев П.Ф. Анализ причин увеличения потерь мощности на холостой ход в силовых трансформаторах с анизотропной сталью // Электричество. 2015. № 3. С. 13-19.
- [5] Soinski M. Angular dependencies in Fe-based commercial soft magnetic materials // IEE Proceedings A - Science, Measurement and Technology. 1992. № 6 (139). P. 273-278.

- [6] Курбатов П.А., Аринчин С.А. Численный расчет электромагнитных полей. М.: Энергоатомиздат, 1984. – 168 с.
- [7] Qader A.A., Basak A. Building factor of a 100 kVA 3 phase distribution transformer core // IEEE Transactions on Magnetics. 1982. № 6 (18). P. 1487-1489.
- [8] Дружинин В.В. Магнитные свойства электротехнических сталей. М.: Энергия, 1974. – 240 с.
- [9] Зайкова В.А., Старцева И.Е., Филиппов Б.Н. Доменная структура и магнитные свойства электротехнических сталей. М.: Наука, 1992. – 272с.
- [10] Драгошанский Ю.Н., Пудов В.И. Влияние структурных неоднородностей на динамику магнитных доменов и электромагнитные свойства Fe-3%Si сплава // Вестник Тамбовского университета. Серия Естественные и Технические науки. 2016. Т. 21. Вып. 3. С. 970-973.
- [11] Orient Cor. Grain-oriented electrical sheet steels. Nippon Steel Corporation. Japan, 1970. – 88 p.
- [12] Orient Cor. HI-B. Grain-oriented electrical steel. Nippon Steel Corporation. Japan, 1972. – 26 p.
- [13] Молотилов Б.В., Миронов Л.В., Петренко А.Г. Холоднокатаные электротехнические стали. Справочник. М.: Металлургия, 1989. – 168 с.
- [14] Казаджан Л.Б. Магнитные свойства электротехнических сталей и сплавов. М.: ООО «Наука и технологии», 2000. – 224 с.
- [15] Калинин Е.В. Магнитное поле в анизотропном шихтованном сердечнике. Часть 1. Рекомендации к определению степени магнитной анизотропии холоднокатаных электротехнических сталей // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева, 2018. № 2 (121). С. 96-105.
- [16] Калинин Е.В., Чивенков А.И. Прогнозирование прироста потерь в стыках сердечников силовых трансформаторов // Интеллектуальная электротехника 2018. № 3. С. 87-101.
- [17] Калинин Е.В. Магнитное поле в анизотропном шихтованном сердечнике. Часть 2. Экспериментальное обоснование применения при расчетах магнитного поля векторных характеристик намагничивания холоднокатаных электротехнических сталей // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. 2018. № 3 (122). С. 71-80.
- [18] 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.
- [19] Колесников Э.В., Ткачев А.Н., Горбунцов А.Ф. Экспериментальное исследование и математическое моделирование планарного перемагничивания холоднокатаной стали // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. 1983. № 6. С. 23-30.
- [20] Дойников Н.Р., Пузынович Ю.Т. Численное моделирование магнитостатических полей с учетом магнитной анизотропии стали // Журнал технической физики. 1975. Т. 45. Вып. 11. С. 2204-2206.
- [21] Тенетко Н.И., Черемисов И.Я., Тенетко А.Н. Приближенные аналитические выражения семейств характеристик намагничивания холоднокатаных анизотропных электротехнических сталей // Техническая электродинамика. 1990. № 3. С. 18-23.

- [22] Колесников Э.В. Локальная структура и аппроксимация полей. (Ч. 4) // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. 2001. № 2. С. 3-13.
- [23] Ткачев А.Н., Шкуропадский И.В. Нормализация характеристик намагничивания анизотропных электротехнических сталей // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. 2009. № 2. С. 3-9.
- [24] Рожненко Ж.Г., Толмачев С.Т. Особенности магнитных свойств и характеристик намагничивания листовых электротехнических сталей // Электротехника и электромеханика. 2010. № 2. С. 37-41.
- [25] Адамеску Р.А., Гельд П.В., Митюшов Е.А. Анизотропия физических свойств металлов. М.: Металлургия, 1985. – 136 с.
- [26] Калинин Е.В. Моделирование потерь в шихтованных сердечниках силовых трансформаторов // Интеллектуальная электротехника. 2020. № 1. С. 52-68.
- [27] Тильк В.Т., Любимый В.И., Першин В.В. и др. Влияние геометрии кольцевых образцов изотропных электротехнических сталей на их статические магнитные характеристики // Электротехническая промышленность. Сер. Электротехнические материалы. 1983. Вып. 1. С. 1-3.

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

## **THE INFLUENCE OF MAGNETIC TEXTURE OF TRANSFORMER STEELS ON MAGNETIC FIELD OF LAMINATED CORES**

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

**Abstract.** The article presents an analysis of the reasons for the redistribution of the magnetic field in the nodal zones of the laminated magnetic systems of power transformers with the appearance of higher odd harmonics of magnetic induction. The influence of the anisotropy of magnetic properties and deformation of hysteresis loops of textured cold-rolled steels on the increase in the inhomogeneity of the magnetic flux is investigated. Magnetic anisotropy is characterized by the presence of a spatial angle  $\psi$  between the vectors of induction  $\vec{B}$  and magnetic field strength  $\vec{H}$ . A physical interpretation of the angular dependencies is given as a result of the combined effect of the crystal cube-on-edge texture and the changing stripe domain structure. A mathematical model of the vector characteristics of the magnetization of textured steels is proposed. The model uses reference scalar magnetization curves  $H_a(B, \alpha)$  at different angles  $\alpha$  to the direction of magnetization, where  $H_a$  is the projection of the vector  $\vec{H}$  onto the vector  $\vec{B}$ , and additional are the angular characteristics  $\psi(B, \alpha)$ . A feature of the angular characteristics is their dependence only on the degree of magnetic anisotropy  $K$  – the ratio of magnetic properties along and across the rolling. The results of numerical calculations of the magnetic field of an annular anisotropic core made of steel grade 3413 ( $K = 7$ ) and the ratio of the radii of 2.1 are given for the values of the cross-section average induction  $B_a = 0.3$  T and 1.6 T using: different versions of the model of vector characteristics of

magnetization; condition  $\psi = 0$ ; real angular characteristics  $\psi(B, \alpha)$  of steel 3413; magnetization curves without and taking into account the deformation of the hysteresis loops. A comparison with experimental results is made. A significant influence of the deformation of the hysteresis loops and the spatial angle  $\psi$  of textured steels on the increase in the inhomogeneity of the magnetic flux is revealed. The greatest inhomogeneity is observed at low inductions in the areas of the laminated core with vector  $\vec{B}$  directions adjacent to the rolling direction. At saturation, the inhomogeneity drops sharply, which is the reason for the appearance of higher odd harmonics of the magnetic induction.

**Keywords:** cube-on-edge (Goss) texture, deformation of hysteresis loops, loss increase factor, magnetic flux inhomogeneity, mathematical modeling, power transformers, stripe domain structure, textured cold rolled steels.

### References

- [1] A. 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, Sept. 1986.
- [2] A. Basak and C. Higgs, "Flux distribution in three phase transformer cores with various T-joint geometries", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 18, no. 2, pp. 670-673, March 1982.
- [3] C.R.G. Higgs and A.J. Moses, "Computation of flux distribution and harmonics in various transformer cores", *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, vol. 26, is. 1-3, pp. 349-350, March 1982.
- [4] V.P. Kobylin, G.I. Davydov, D.E. Afanas'ev, R.P. Li-Fir-Su, V.A. Sedalishchev and P.F. Vasil'yev, "An analysis of factors causing a growth of no-load power losses in power transformers with cores made of anisotropic steel", *Elektrichestvo*, no. 3, pp. 13-19, 2015.
- [5] M. Soinski, "Angular dependencies in Fe-based commercial soft magnetic materials", *IEE Proceedings A - Science, Measurement and Technology*, vol. 139, no. 6, pp. 273-278, Nov. 1992.
- [6] P.A. Kurbatov and S.A. Arinchin, *Chislennyj raschet elektromagnitnyh polej [Numerical calculation of electromagnetic fields]*. Moscow: Energoatomizdat, 1984 (in Russian).
- [7] A.A. Qader and A. Basak, "Building factor of a 100 kVA 3 phase distribution transformer core", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol. 18, no. 6, pp. 1487-1489, Nov. 1982.
- [8] V.V. Druzhinin, *Magnitnye svoystva elektrotekhnicheskikh stalej [Magnetic properties of electrical steels]*. Moscow: Energy, 1974 (in Russian).
- [9] V.A. Zaikova, I.E. Startseva and B.N. Filippov, *Domennaya struktura i magnitnye svoystva elektrotekhnicheskikh stalej [Domain structure and magnetic properties of electrical steels]*. Moscow: Nauka, 1992 (in Russian).
- [10] Y.N. Dragoshanskiy and V.I. Pudov, "Influence of structural inhomogeneity on the dynamics of magnetic domain and the electromagnetic properties of Fe-3%Si alloy", *Tambov University Reports. Series Natural and Technical Sciences*, vol. 21, is. 3, pp. 970-973, 2016.
- [11] Orient Cor. Grain-oriented electrical sheet steels. Nippon Steel. Japan, 1970.



- [12] Orient Cor. HI-B. Grain-oriented electrical steel. Nippon Steel. Japan, 1972.
- [13] B.V. Molotilov, L.V. Mironov and A.G. Petrenko, *Holodnokatanye elektrotekhnicheskie stali. Spravochnik [Cold rolled electrical steel. Directory]*. Moscow: Metallurgy, 1989 (in Russian).
- [14] L.B. Kazajan, *Magnitnye svoystva elektrotekhnicheskikh stalej i splavov [Magnetic properties of electrical steels and alloys]*. Moscow: LLC "Science and Technology", 2000 (in Russian).
- [15] 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.
- [16] 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.
- [17] E.V. Kalinin, "Magnetic field in an anisotropic laminated magnetic core. Part 2. Experimental substantiation of application at calculations of magnetic field of the vector magnetization characteristics of cold-rolled electrical steels", *Transactions of NNSTU n.a. R.E. Alekseev*, no. 3 (122), pp. 71-80, 2018.
- [18] E.V. Kalinin, V.I. Lyubiviy, V.V. Pershin and V.T. Til'c, "Analiz i matematicheskoe opisanie harakteristik namagnichivaniya anizotropnyh holodnokatanyh elektrotekhnicheskikh stalej [Analysis and mathematical description of the magnetization characteristics of anisotropic cold-rolled electrical steels]", *Elektrotehnika [Russian Electrical Engineering]*, no. 10, pp. 34-37, 1985 (in Russian).
- [19] E.V. Kolesnikov, A.N. Tkachev and A.F. Gorbuntsov, "Eksperimental'noe issledovanie i matematicheskoe modelirovanie planarnogo peremagnichivaniya holodnokatanoj stali [Experimental study and mathematical modeling of planar magnetization reversal of cold-rolled steel]", *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii. Elektromekhanika (Russian Electromechanics)*, no. 6, pp. 23-30, 1983 (in Russian).
- [20] N.R. Doinikov and Yu.T. Puzynovich, "Chislennoe modelirovanie magnitostaticeskikh polej suchetommagnitnoj anizotropii stali [Numerical modeling of magnetostatic fields taking into account the magnetic anisotropy of steel]", *Journal of Applied Physics*, vol. 45, is.11, pp.2204-2206, 1975 (in Russian).
- [21] N.I. Tenetko, I.Ya. Cheremisov and A.N. Tenetko, "Approximate analytical expressions from the families of characteristics of magnetization of cold-rolled anisotropic electrical-sheet steels", *Tekhnichna Elektrodynamika*, no. 3, pp. 18-23, 1990 (in Russian).
- [22] E.V. Kolesnikov, "Lokal'naya struktura i approksimaciya polej. (Ch. 4) [Local structure and field approximation. (Part 4)]", *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii. Elektromekhanika (Russian Electromechanics)*, no. 2, pp. 3-13, 2001 (in Russian).
- [23] A.N. Tkachev and I.V. Shkuropadsky, "Normalization of magnetization characteristics of anisotropic electrotechnical steels", *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenii. Elektromekhanika (Russian Electromechanics)*, no. 2, pp. 3-9, 2009.
- [24] Zh.G. Rozhenko and S.T. Tolmachov, "Features of magnetic properties and magnetization characteristics of electrical grade sheet", *Electrical Engineering & Electromechanics*, no. 2, pp. 37-41, 2010.

- [25] R.A. Adamescu, P.V. Geld and E.A. Mityushov, *Anizotropiya fizicheskikh svoystv metallov [Anisotropy of the physical properties of metals]*. Moscow: Metallurgy, 1985 (in Russian).
- [26] E.V. Kalinin, “Model of losses in laminated cores of power transformers”, *Smart Electrical Engineering*, no. 1, pp. 52-68, 2020.
- [27] V.T. Til’k, V.I. Lyubivy, V.V. Pershin et al., “Vliyanie geometrii kol’cevyykh obrazcov izotropnykh elektrotekhnicheskikh stalej na ih staticheskie magnitnye harakteristiki [Influence of the geometry of annular samples of isotropic electrical steels on their static magnetic characteristics]”, *Elektrotekhnicheskaya promyshlennost’. Seriya: Elektrotekhnicheskie materialy [Electrical industry. Series: Electrical materials]*, no. 1, pp. 1-3, 1983 (in Russian).