

УДК 621.314:621.318

Е.В. Калинин

**МАГНИТНОЕ ПОЛЕ В АНИЗОТРОПНОМ ШИХТОВАННОМ СЕРДЕЧНИКЕ.
РЕКОМЕНДАЦИИ К ОПРЕДЕЛЕНИЮ СТЕПЕНИ МАГНИТНОЙ АНИЗОТРОПИИ
ХОЛОДНОКАТАНЫХ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИХ СТАЛЕЙ**

Нижегородский государственный технический университет им. П.Е. Алексеева

Для холоднокатаных электротехнических сталей вводится обобщенный параметр K – степень анизотропии магнитных свойств, равный отношению максимальных магнитных проницаемостей вдоль и поперек прокатки. Указываются три причины снижения K трансформаторной стали с ростом частоты перемагничивания f . Отмечается определяющее влияние процесса динамического дробления равновесной полосовой доменной структуры и поверхностного эффекта на $K(f)$. Предлагается различать K -пластины для задач магнитостатики и K -материала для задач магнитодинамики. На примере стали 3413 описывается способ определения K по экспериментальным магнитным характеристикам.

Ключевые слова: холоднокатаная электротехническая сталь, анизотропия магнитных свойств, дробление полосовой доменной структуры, K - обобщенный параметр анизотропии.

Применение современной холоднокатаной кремнистой стали способствовало существенному росту характеристик силовых электроэнергетических устройств. Для оптимизации их магнитных систем требуется применение аппарата электромагнитного поля при наличии достоверных и полноценных магнитных характеристик используемых листовых электротехнических сталей. При этом необходимо принимать во внимание наличие магнитной текстуры, обуславливающей резко выраженную анизотропию магнитных свойств. Изучению этих вопросов посвящена настоящая работа.

Исследования проводятся на примере трансформаторной стали марки 3413 толщиной $d=0,35$ мм с крупной полосовой доменной структурой (ДС). Это текстурованная сталь с ребровой структурой характеризуется значительной степенью магнитной анизотропии, высоким уровнем магнитных свойств в направлении прокатки и высокой чувствительностью ДС к динамике перемагничивания. Для сравнительного анализа взята динамная сталь марки 2412 толщиной $d=0,5$ мм, также с ребровой структурой и с таким же, как у стали 3413, химическим составом. Однако за счет другой технологии изготовления у стали 2412 слабо выраженная магнитная анизотропия и мелкая, не чувствительная к динамике, ДС.

Ранее представлены отдельные результаты анализа характеристик магнитной анизотропии стали марки 3413 на частоте $f=50$ Гц [1]. Установлено [1, 2], что наибольшее проявление магнитной анизотропии имеет место в ненасыщенных режимах намагничивания. Показано [2], что степень анизотропии магнитных свойств K , равна отношению максимальных магнитных проницаемостей по осям анизотропии листовой стали с угловыми положениями: $\alpha=0$, совпадающим с направлением прокатки, и в перпендикулярном направлении - $\alpha=90^\circ$:

$$K = \mu_{\max.0} / \mu_{\max.90} . \quad (1)$$

Отмечена зависимость K от частоты перемагничивания f , причем своих наибольших значений K текстурованные стали достигают в статике (для стали марки М6 - $K=30$) [2]. Расчетами магнитного поля анизотропного сердечника кольцевой формы [3] подтверждается определяющее влияние степени анизотропии K на характер распределения индукции.

Поэтому для исследований рекомендованы режимы: статика - $f=0$, промышленная частота - $f=50$ Гц и повышенная для этих сталей - $f=400$ Гц. С целью получения достоверной информации с обеими сталями проведены все необходимые измерения магнитных свойств

в диапазоне частот $f=(0-400)$ Гц. Измерения выполнены на комплекте магнито-измерительной аппаратуры производства Японии в Центральной Заводской Лаборатории Верх-Исетского металлургического завода в соответствии с требованиями ГОСТ [4].

При поиске входящих в (1) значений максимальных проницаемостей μ_{\max} , возникают затруднения, связанные с неоднозначным, гистерезисным характером перемагничивания сталей (рис. 1, а). То есть за каждый цикл перемагничивания совершается по восходящей и нисходящей ветвям петли гистерезиса. Однако, в [2] определение μ_{\max} производилось по основной кривой намагничивания (на рис. 1, а изображена пунктиром), что является неточным и методически неправильным из-за наличия начального пологого участка на основной кривой, зависящего от величины коэрцитивной силы стали H_c .

Для решения проблемы воспользуемся методом разложения магнитных характеристик ферромагнетика на структурные составляющие, предложенный Л.А. Бессоновым в [5] (рис. 1). Разложение имеет вид:

$$H(B) = H_{\text{ог}}(B) + H_{\text{г}}(B), \tag{2}$$

где H и B – соответственно, напряженность и индукция магнитного поля, а $H_{\text{ог}}$ и $H_{\text{г}}$ – безгистерезисная и гистерезисная составляющие напряженности H . Тогда:

$$H_{\text{ог}}(B) = H(B) - H_{\text{г}}(B). \tag{3}$$

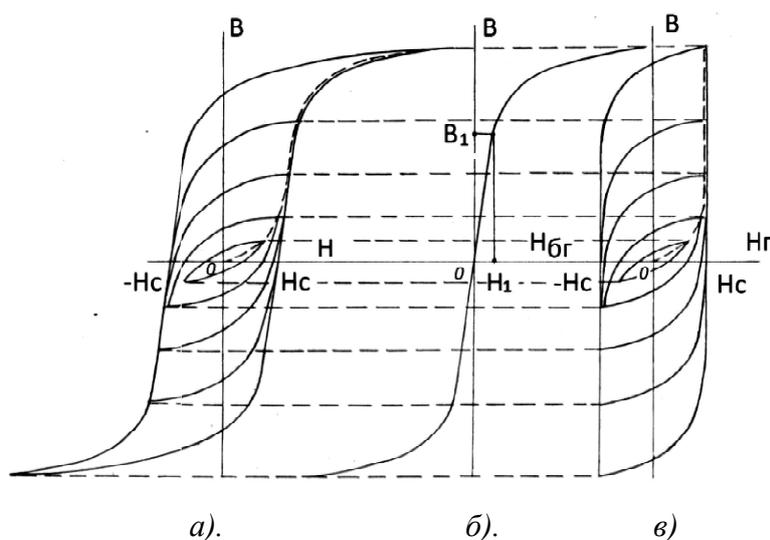


Рис. 1. Магнитные характеристики $H(B)$ – (а) и их разложение на структурные составляющие: безгистерезисную $-H_{\text{ог}}(B)$ – (б) и гистерезисную $-H_{\text{г}}(B)$ – (в)

Максимальное значение магнитной проницаемости, соответствующее некоторому значению индукции $B = B_1$ определяется, как:

$$\mu_{\max} = B_1 / H_{\text{ог}}(B_1). \tag{4}$$

Для симметричной петли гистерезиса с амплитудой индукции B_m при фиксированных частоте f и угле намагничивания α значение $H(B_m)$ находится по соответствующей основной кривой намагничивания $H_{\text{ам}}(B_m)$, являющейся геометрическим местом вершин симметричных гистерезисных циклов. В соответствии с введенным Г. Рейнботом понятием «коэрцитивной силы по магнитной индукции» гистерезисного цикла $- \alpha H_c$, отличающейся от коэрцитивной силы предельной петли [6], гистерезисная составляющая в верхней точке

петли равна: $H_{\Gamma}(B_M) = \nu H_c(B_M)$. Из (3) получаем следующее соотношение амплитудных значений структурных составляющих:

$$H_{\text{бр}}(B_M) = H_{\alpha M}(B_M) - \nu H_c(B_M). \tag{5}$$

Равенство (5) справедливо при намагничивании стали вдоль осей $\alpha=0$ и 90° для каждой из частот: $f=0, 50$ и 400 Гц. Компоненты, входящие в (5) в общем случае зависят от f .

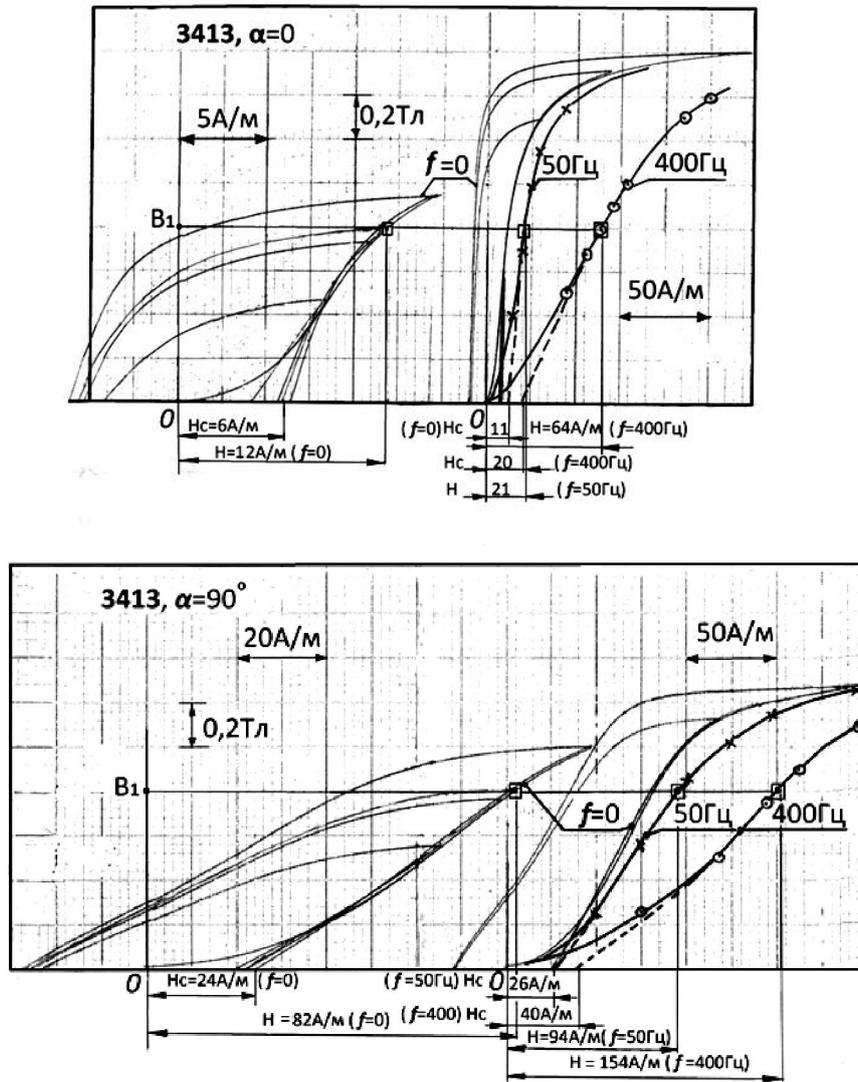


Рис. 2. Магнитные характеристики стали 3413 при $\alpha=0$ и 90° для определения степени магнитной анизотропии K при $f=0, 50$ и 400 Гц

При амплитуде индукции $B_M=B_1$, соответствующей μ тах на границе линейных участков кривых намагничивания $H_{\text{бр}}(B_M)$ [2], принимаем для упрощения следующие обозначения:

$$H_{\alpha M}(B_1) = H; \quad \nu H_c(B_1) = H_c(B_1) = H_c; \quad H_{\text{бр}}(B_1) = H_{\text{бр}}. \tag{6}$$

Равенство (5) приходит к виду:

$$H_{\text{бр}} = H - H_c, \tag{7}$$

а формула (1) для определения K с учетом (4), (6) - к форме:

$$K = H_{\text{бр.}90} / H_{\text{бр.}0} . \tag{8}$$

На рис. 2, 3 представлены статические гистерезисные характеристики сталей 3413 и 2412 в угловых положениях $\alpha=0$ и 90° , использованные для расчета K при $B_1=0,8\text{Тл}$ и $f=0$.

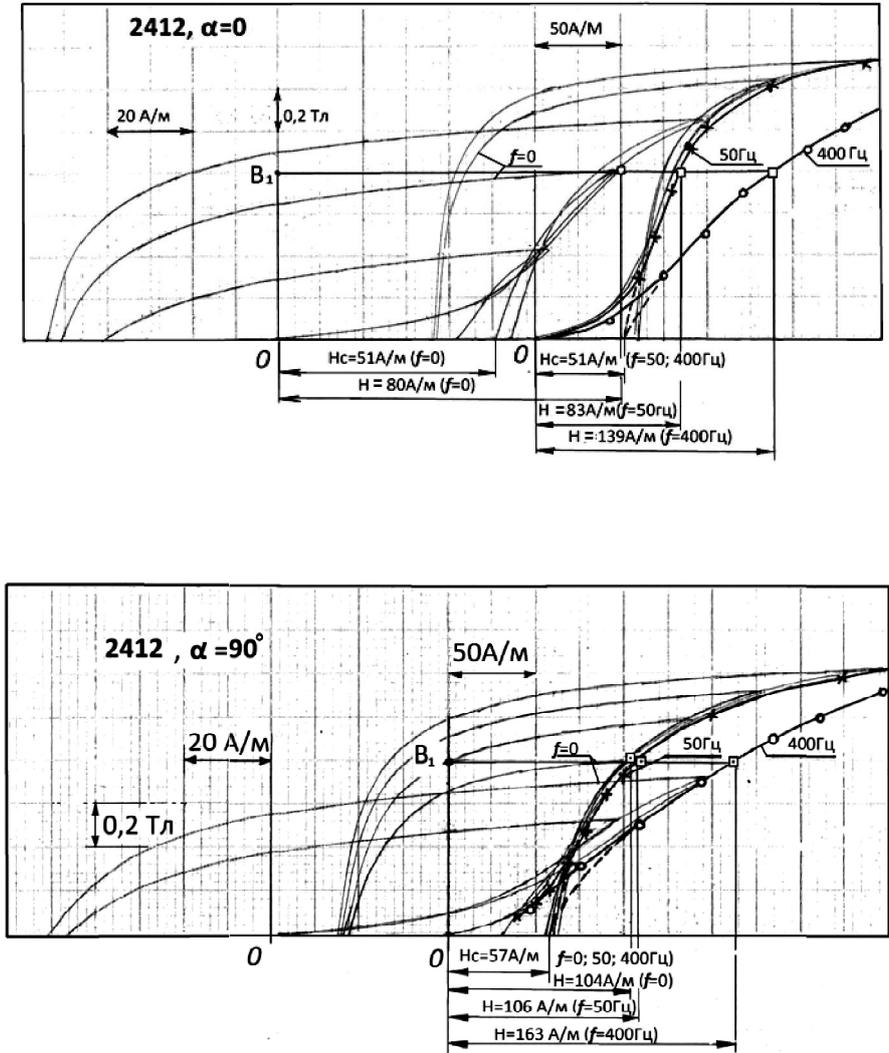


Рис. 3. Магнитные характеристики стали 2412 при $\alpha=0$ и 90° для определения степени магнитной анизотропии K при $f=0, 50$ и 400 Гц

С учетом принятых обозначений (6) для стали 3413 (рис. 2) при $\alpha=0$ - $H_{c,0}=6\text{А/м}$, $H_0=12\text{А/м}$, $H_{\text{бр.}0}=12-6=6[\text{А/м}]$; при $\alpha=90^\circ$ - $H_{c,90}=24\text{А/м}$, $H_{90}=82\text{А/м}$, $H_{\text{бр.}90}=82-24=58[\text{А/м}]$. По формуле (8) - $K=58/6=9,7$. Аналогично, для стали 2412 (рис. 3): $H_{c,0}=51\text{А/м}$, $H_0=80\text{А/м}$, $H_{\text{бр.}0}=29\text{А/м}$; $H_{c,90}=57\text{А/м}$, $H_{90}=104\text{А/м}$, $H_{\text{бр.}90}=47\text{А/м}$; - $K=47/29=1,6$.

Полученные значения для наглядности сведены в табл. 1.

В динамических режимах непосредственное определение значений H_c невозможно из-за влияния вихревых токов. Поэтому для поиска H_c используем наличие установленной в [6] прямой пропорциональной зависимости величин коэрцитивной силы по индукции $H_c(B_M)$ и удельных гистерезисных потерь за один цикл перемагничивания $P_V/f(B_M)$.

У стали 2412 с мелкой ДС гистерезисные потери за цикл P_V/f не зависят от частоты f , а потери на вихревые токи близки к классическим - макровихревым, рассчитанным по удельной электропроводности стали [7, 11]. Для таких сталей благодаря линейному характеру зависимости полных удельных потерь за цикл $P_{уд}f$ при $B_M=\text{const}$ от частоты f применимо

разделение потерь методом двух и более частот [7]. Значения H_c стали 2412 для $\alpha=0$ и 90° ; полученные при $f=0$, остаются неизменными на $f=50$ и 400 Гц.

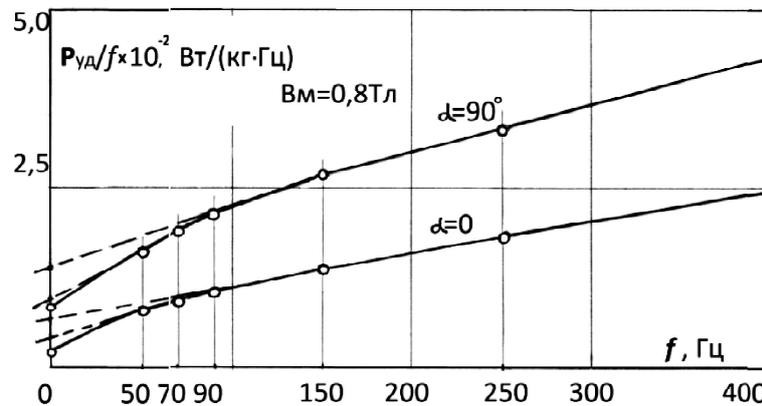


Рис. 4. Определение удельных гистерезисных потерь за цикл P_r/f стали 3413 при $f=50$ и 400 Гц графическим путем

Зависимости полных удельных потерь за цикл $P_{уд}/f$ от частоты f при $B_m=\text{const}$ текстурованной стали имеют нелинейный характер. На рис. 4 представлены такие зависимости стали 3413 для $\alpha=0$ и 90° и $B_m=0,8\text{Тл}$. Крупная полосовая ДС трансформаторной стали 3413 является причиной существенных дополнительных потерь в динамике. Установлено [8], что последние имеют такой же характер зависимости от f , как и классические потери от макровихревых токов. То есть при условии неизменности ДС и $B_m=\text{const}$ зависимости $P_{уд}/f$ от f стали 3413 на рис. 4 оставались бы линейными, как и у стали 2412. Однако, с ростом частоты полосовая ДС измельчается [7, 8], из-за чего линейность зависимости нарушается.

Проведенные рассуждения открывают возможность для нахождения значений удельных гистерезисных потерь за цикл P_r/f построением касательной к зависимости $P_{уд}/f$ в точке исследуемой частоты. При этом точка пересечения касательной с осью ординат ($f=0$) будет соответствовать величине фактических удельных потерь за цикл P_r/f для заданной частоты f (рис. 4).

С учетом установленной пропорциональности между H_c и P_r/f при $B_m=\text{const}$ [6] проведенными построениями на рис. 4 получены точки для определения значений K_y - коэффициентов увеличения коэрцитивной силы H_c при $B_m=0,8\text{Тл}$ для $f=50$ и 400 Гц по отношению к H_c при $f=0$. При этом значения коэффициентов K_y оказались соответственно равными: при $\alpha=0$ - $K_y=1,8$ и $3,3$; при $\alpha=90^\circ$ - $K_y=1,08$ и $1,7$.

Рассчитанные таким образом значения H_c для обеих частот занесены в табл. 1. По полученным значениям H_c с использованием (7), (8) при $B_r=0,8\text{Тл}$ произведено вычисление величин, необходимых для расчета значений K обеих сталей в исследуемых динамических режимах. Для этого на рис. 2, 3 также приведены основные кривые намагничивания сталей 3413 и 2412 при $\alpha=0$ и 90° для $f=50$ и 400 Гц. Пунктиром нанесены предполагаемые восходящие ветви гистерезиса для определения H_c . При этом значения H_c коррелируют с рассчитанными по зависимостям на рис. 4. При $f=50\text{Гц}$ (рис. 2, 3) для стали 3413: $H_{бр.0}=10\text{А/м}$, $H_{бр.90}=68\text{А/м}$; - $K=68/10=6,8$; для стали 2412: $H_{бр.0}=32\text{А/м}$, $H_{бр.90}=49\text{А/м}$; - $K=49/32=1,5$.

При $f=400\text{Гц}$ (рис.2,3) для стали 3413: $H_{бр.0}=44\text{А/м}$, $H_{бр.90}=114\text{А/м}$; - $K=114/44=2,6$; для стали 2412: $H_{бр.0}=88\text{А/м}$, $H_{бр.90}=106\text{А/м}$; - $K=106/88=1,2$. Результаты сведены в табл. 1.

На основе полученных значений K на рис. 5, а построены зависимости $K(f)$ (сплошными линиями), показывающие, что с ростом частоты f анизотропия магнитных свойств уменьшается. При этом две стали с одинаковым химическим составом, но отличающимися кристаллической и ДС, имеют принципиальное различие в характере зависимостей $K(f)$.

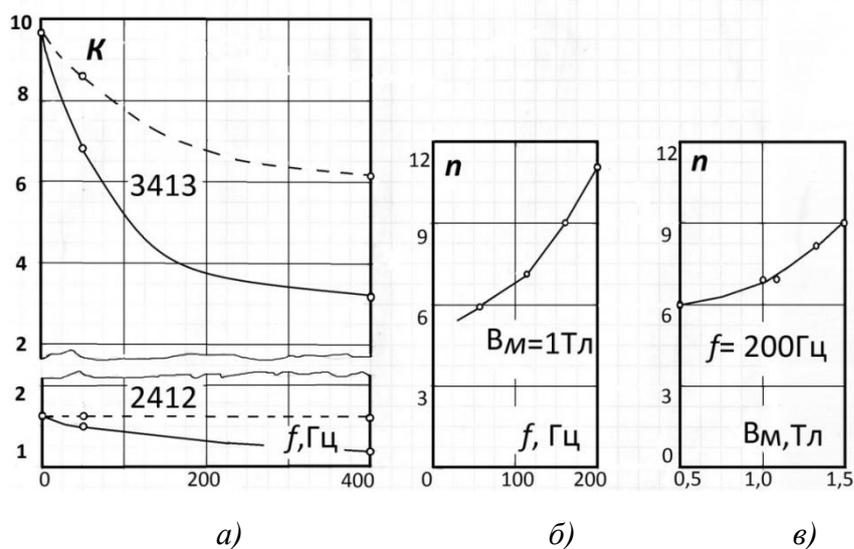


Рис. 5. Зависимости $K(f)$ сталей 3413 и 2412-(а) и зависимости числа полосовых доменов $n(f)$ –(б) и $n(B_m)$ –(в) для монокристаллических образцов кремнистой стали

Рассмотрим три причины изменения степени магнитной анизотропии исследуемых холоднокатаных сталей.

1. Текстурированная сталь обладает крупной полосовой ДС, весьма чувствительной к любому внешнему воздействию, в том числе - к динамике перемагничивания dB/dt . Для такой стали характерны малые углы рассеяния кристаллитов от направления прокатки α [7, 8], и по магнитным свойствам они приближаются к монокристаллам. В [7] обсуждаются экспериментальные данные об уменьшении средней ширины доменов текстурированной стали в 2 раза при повышении частоты f с 30 до 120 Гц. Исследованиями, проведенными в [8] на монокристаллических образцах холоднокатаной кремнистой стали $50 \times 5 \times 0,3$ мм установлено, что при изменении f в диапазоне от 60 Гц до 200 Гц и $B_m = 1$ Тл число полосовых доменов n при ширине пластины 5 мм увеличилось с 6 до 11 (рис. 5, б). Подобные процессы динамического дробления ДС от $n=6$ до $n=9$ при $f=200$ Гц отмечены и в случае увеличения B_m от 1,0 Тл до 1,5 Тл (рис. 5, в). Оказывается также, что B_m и f , при которых изменяются условия равновесия ДС и начинается ее дробление, связаны дифференциальной зависимостью - dB/dt . Чем выше B_m , тем при меньших частотах начинается дробление. И, наоборот, с повышением частоты снижаются значения B_m , при которых начинается дробление доменов [8].

У текстурированной стали 3413 с ростом f происходит дробление полосовых доменов, снижается уровень магнитных свойств, преимущественно - в направлении прокатки [8]. Как следствие - снижается магнитная анизотропия. Мелкая ДС стали 2412 не чувствительна к динамике и поэтому не быть причиной изменения $K(f)$.

2. Как отмечено ранее, с применением холоднокатаной текстурированной стали появились дополнительные потери в стали [7]. Исследованиями [8] доказывается, что последние обусловлены локальными микровихревыми токами при движении, изгибе, а также зарождении и аннигиляции доменных границ в процессе динамического перемагничивания полосовой ДС. Динамическая петля перемагничивания материала под действием дополнительных потерь уширяется, и кривая намагничивания в зоне наибольших магнитных проницаемостей становится более полой. Так как полосовые домены ориентированы вдоль направления проката, эффект от снижения максимальной магнитной проницаемости материала в значительной степени проявляется при $\alpha = 0$ и в малой - при $\alpha = 90^\circ$. Это - вторая причина снижения магнитной анизотропии стали 3413 с ростом частоты f .

3. И, наконец, влияние поверхностного эффекта в стальной пластине на зависимости $H_{м.сп}(B_{мс})$, которыми фактически являются измеренные магнитные характеристики $H_{ом}(B_m)$

на переменном токе [9]. По существу, указанные зависимости являются динамическими характеристиками намагничивания пластин в шихтованном сердечнике, приведенными к удельным единицам материала, а не характеристиками материала, из которого изготовлены пластины сердечника. При этом: $H_{м.зр}$ – амплитуда напряженности на границе (поверхности стальной пластины), определяемая через отношение ампер-витков намагничивающей обмотки $l_m W_n$ к длине средней силовой линии $L_{ср}$, а $B_{мс}$ – амплитуда средней по сечению магнитной индукции, равная отношению амплитуды магнитного потока Φ_m к поперечному сечению магнитопровода S [7]. Такие характеристики правильно использовать для решения задач магнитостатики. При расчете поверхностного эффекта в шихтованном магнитопроводе необходимы характеристики намагничивания материала на исследуемой частоте. Последние возможно определить только на основе численного решения обратной задачи электродинамики [10] по имеющимся характеристикам намагничивания пластины.

Нормализованный подход к расчету электромагнитного поля в стальной пластине [10] позволил обобщить влияние динамики перемагничивания [11], определяемой коэффициентом динамики ξ по максимальной магнитной проницаемости ($\mu = \mu_{max}$):

$$\xi = d \sqrt{(\pi f \mu \gamma)}, \quad (9)$$

где d – толщина пластины, [м]; f – частота, [Гц]; γ – удельная электропроводность стали, [См/м] и нелинейности магнитной характеристики, определяемой коэффициентом нелинейности K_n :

$$K_n = \mu_{max} / \mu_{баз}, \quad (10)$$

где $\mu_{баз} = B_{мс} / H_{м.зр}$. На основе обобщенных параметров K_n и ξ численным путем рассчитано семейство зависимостей $H_m / H_{м.зр}(\xi_{mat})$ и зависимость между ξ – пластины и ξ – материала: $\xi_{nl}(\xi_{mat})$ (рис. 6).

Для ненасыщенных режимов при условии $\mu = \mu_{max} = const$ выведены аналитические выражения:

$$H_m / H_{м.зр} = 1 / \xi \sqrt{2(\cosh \xi - \cos \xi) / (\cosh \xi + \cos \xi)}, \quad (11)$$

$$\xi_{nl} = \sqrt{\xi \sqrt{2(\cosh \xi - \cos \xi) / (\cosh \xi + \cos \xi)}}, \quad (12)$$

где $\xi = \xi_{mat}$, которым полностью соответствуют аналогичные зависимости на рис. 6 при $K_n=1$, полученные расчетным путем.

В [9] предложена методика восстановления характеристик намагничивания материала по измеренным характеристикам пластины при синусоидальном магнитном потоке, различных уровнях насыщения стали K_n и динамики перемагничивания ξ по зависимостям (12), (11), представленным на рис. 6. В нашем случае использование зависимостей следующее:

1) по безгистерезисной кривой намагничивания пластины на заданной частоте для индукции B_1 определяется μ_{max} и по формуле (9) находится значение ξ_{nl} ;

2) по графику $\xi_{nl}(\xi_{mat})$ на рис. 6 или с использованием аналитической зависимости (12) устанавливается значение ξ_{mat} ;

3) для ξ_{mat} по графику кривой $H_m / H_{м.зр}$ на рис. 6 или аналитическому выражению (11) определяется численное значение $H_m / H_{м.зр}$, по которому вычисляется значение напряженности материала H_m при $B_m = B_1$.

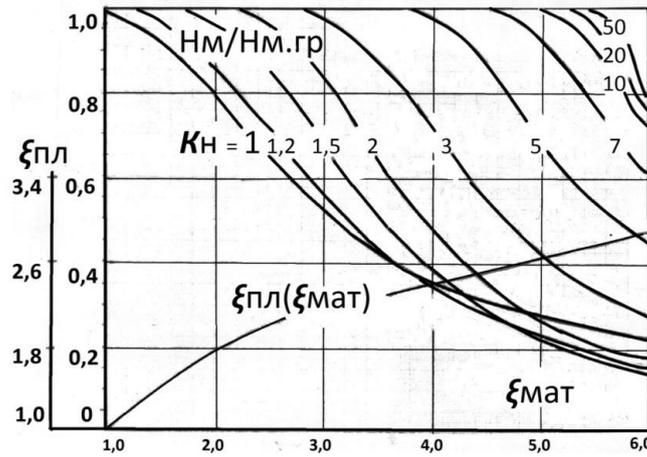


Рис. 6. Зависимости для восстановления динамических характеристик намагничивания материала по характеристикам пластины

В качестве примера все указанные действия для стали 3413 проведены при $f=50$ Гц. Для $\alpha=0$ максимальная магнитная проницаемость $\mu_{\max} = B_1/H_{6г.0} = 0,8/10 = 0,080$ Гн/м. Удельная электропроводность стали с 3% Si $\gamma = 2 \times 10^6$ См/м [7], толщина пластин $d = 0,35 \times 10^{-3}$ м. По формуле (9) получаем: $\xi_{пл.0} = 1,75$. По значению $\xi_{пл.0}$ и зависимости $\xi_{пл}(\xi_{мат})$ на рис. 6 находим: $\xi_{мат.0} = 1,97$. Далее по значению $\xi_{мат.0}$ по зависимости $H_м/H_{м.зр}(\xi_{мат})$ на рис. 6 определяется отношение $H_м/H_{м.зр} = 0,792$. Фактическое значение напряженности материала $H_{6г.0} = 10 \times 0,792 = 7,9$ А/м.

Для $\alpha=90^\circ$ $\mu_{\max} = B_1/H_{6г.90} = 0,8/68 = 0,0118$ Гн/м, по формуле (9) $\xi_{пл.90} = 0,67$. При $\xi < 1$ влиянием поверхностного эффекта можно пренебречь [11] и $H_м = H_{м.зр} = H_{6г.90} = 68$ А/м. Значение коэффициента анизотропии K материала стали 3413 при $f=50$ Гц: $K = 68/7,9 = 8,6$.

Таблица 1
Степень анизотропии магнитных свойств K сталей 3413 и 2412 на различных частотах перемагничивания

Марка стали	СТАЛЬ 3413, $d=0,35$ мм						СТАЛЬ 2412, $d=0,5$ мм					
	0		50		400		0		50		400	
f , Гц	0		50		400		0		50		400	
α , град.	0	90	0	90	0	90	0	90	0	90	0	90
П Л А С Т И Н А												
H , А/м	12	82	21	94	64	154	80	104	83	106	139	163
H_c , А/м	6,0	24	11	26	20	40	51	57	51	57	51	57
$H_{6г}$, А/м	6,0	58	10	68	44	114	29	47	32	49	88	106
μ_{\max} , Гн/м	0,13	0,013	0,08	0,011	0,018	0,007	0,027	0,017	0,02	0,016	0,009	0,007
$\xi_{пл}$	0	0	1,75	0,67	2,37	1,47	0	0	1,40	1,13	2,39	2,17
K	9,7		6,8		2,6		1,6		1,5		1,2	
М А Т Е Р И А Л												
$\xi_{мат}$	0	0	1,97	0,67	3,86	1,55	0	0	1,47	1,16	3,96	3,09
$H_м/H_м.гр$	1	1	0,79	1	0,377	0,905	1	1	0,92	0,965	0,365	0,495
$H_{6г}$, А/м	6,0	58	7,9	68	16,5	103	29	47	29	47	32	52,5
K	9,7		8,6		6,2		1,6		1,6		1,6	

Расчеты для определения K материала сталей 3413 и 2412 при различных частотах перемагничивания также сведены в табл. 1. Зависимости $K(f)$ восстановленных характеристик материала для обеих марок сталей (если бы в пластине не было развития поверхностного эффекта) на рис. 5, *a* нанесены пунктиром.

Анализ зависимостей $K(f)$ показывает, что у текстурованной стали 3413 с крупной полосовой ДС существенные изменения K пластины связаны с суммарным влиянием всех рассмотренных причин. Зависимость K материала от f выражена значительно слабее и связана с действием первых двух причин: микровихревых токов, вызванных движением и изгибом доменных стенок, и дроблением доменов [8]. У стали 2412 с мелкой ДС, не чувствительной к динамике, во всем диапазоне частот изменение K пластины мало и обусловлено только влиянием поверхностного эффекта. Подтверждается факт, что K материала стали 2412 в исследуемом диапазоне f не зависит от частоты перемагничивания (табл. 1). Одновременно доказывается правильность определения μ тах по безгистерезисной магнитной характеристике $H_{gr}(B)$.

Проведенные следующие исследования изменения $K(f)$ и их структуры позволяют сделать выводы:

1. Величина K текстурованных сталей в общем случае зависит от состояния равновесия ДС и развития поверхностного эффекта в пластине, зависящих от частоты перемагничивания.

2. Наибольших значений K достигает в статике при $f = 0$. На частоте $f = 50$ Гц степень анизотропии K у трансформаторных сталей существенно уменьшается (рис. 5, *a*). У динамических сталей с исходно малыми уровнями магнитной анизотропии все изменения K несущественны (табл. 1).

3. Определение значений K - пластины или K - материала (табл. 1) следует производить с использованием предложенных рекомендаций для заданной f и в соответствии с требованиями решаемых задач – магнитостатики или динамики электромагнитного поля.

Библиографический список

1. Калинин, Е.В. Исследование характеристик магнитной анизотропии трансформаторной электротехнической стали / В.И. Любимый, Н.Я. Дианова // Электрические машины: сб. научн. тр. – Чебоксары. – 1982. – С. 52–57.
2. Калинин, Е.В. Анализ и математическое описание характеристик намагничивания анизотропных холоднокатаных электротехнических сталей / В.И. Любимый [и др.] // Электричество. – 1985. – № 10. – С. 34–37.
3. Калинин, Е.В. Магнитное поле в кольцевом анизотропном сердечнике // Электрооборудование промышленных установок: межвуз. сборн. научн. тр. – Н. Новгород. – 1998. – С. 127–132.
4. ГОСТ 12119.1-98. Сталь электротехническая. Методы определения магнитных и электрических свойств. Межгосударственный совет по стандартизации, метрологии и сертификации.- Взамен ГОСТ 12119-80. Введ. 01.07.99. – М.: Изд-во стандартов, 1999. – 4 с.
5. Бессонов, Л.А. Электрические цепи со сталью / Л.А. Бессонов. – М.– Л.: Госэнергоиздат, 1948. – 344 с.
6. Рейнбот, Г. Технология и применение магнитных материалов. – М.-Л.: Госэнергоиздат, 1963. – 339 с.
7. Дружинин, В.В. Магнитные свойства электротехнических сталей. – М.: Энергия, 1974. – 240 с.
8. Зайкова, В.А. Доменная структура и магнитные свойства электротехнических сталей / И.Е. Старцева., Б.Н. Филиппов. – М.: Наука, 1992. – 272 с.
9. Калинин, Е.В. Определение кривой намагничивания листовых электротехнических сталей на переменном токе // Электрооборудование промышленных установок: межвуз. сборн. научн. тр. – Горький. – 1988. – С. 113–116.

10. **Калинин, Е.В.** Нормализованный подход к моделированию потерь на перемагничивание в листовой электротехнической стали // Электрооборудование промышленных установок: межвуз. сб. научн. тр. – Горький. – 1986. – С. 159–164.
11. **Ламмеранер, Й.** Вихревые токи / Й. Ламмеранер, М. Штафль. – М.: Энергия, 1967. – 208 с.

*Дата поступления
в редакцию 16.04.2018*

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**

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

Purpose: For cold-rolled electrical steels the generalized parameter K is introduced – the degree of anisotropy of magnetic properties equal to the ratio of maximum magnetic permeabilities along and across rolling.

Methodology: Are three reasons for the decrease K of transformer steel with increasing frequency f of magnetic reversal. Notes the decisive influence of the dynamic crushing of the equilibrium strip domain structure and surface effect on dependence of $K(f)$.

Results: It is proposed to distinguish between K – of plates for magnetostatic problems, and K – of material for magnetodynamic problems. For example, for steels 3413 and 2412 describes how to determine K on the experimental magnetic characteristics.

Originality/value: All results are new.

Key words: cold-rolled electrical steel, anisotropy of magnetic properties, crushing, the equilibrium strip domain structure, the generalized parameter K - of the magnetic anisotropy.