

## О РАСЧЕТЕ ДИСКРЕТНЫХ МАГНИТОПРОВОДОВ ИНДУКЦИОННЫХ ТИГЕЛЬНЫХ ПЕЧЕЙ

Г. Е. Левшин

Алтайский государственный технический университет им. И. И. Ползунова,  
г. Барнаул, Россия

Проведенный анализ четырех вариантов расчета параметров дискретного магнитопровода показал их недостатки из-за использования неопределенного понятия магнитного потока рассеяния  $\Phi_{\text{рас}}$ . Предложена новая методика расчета магнитных величин с использованием вместо  $\Phi_{\text{рас}}$  конкретных значений магнитной индукции  $B_{\text{ep}}$  и напряженности  $H_{\text{e}}$  в месте расположения магнитопровода.

**Ключевые слова:** индукционная тигельная печь, дискретный магнитопровод, магнитная индукция

## ON THE CALCULATION OF DISCRETE MAGNETIC CORES INDUCTION CRUIBLE FURNARE

G. E. Levshin

Altai State Technical University, Barnaul, Russia

The above analysis of four options for calculating the parameters of a discrete magnetic circuit showed their shortcomings due to the use of the uncertain concept of the magnetic flux of scattering  $\Phi_{\text{рас}}$ . A new method for calculating magnetic quantities is proposed, using instead of  $\Phi_{\text{рас}}$  the specific values of the magnetic induction of  $B_{\text{ep}}$  and the intensity of  $H_{\text{e}}$  at the location of the magnetic circuit.

**Ключевые слова:** induction crucible furnace, discrete magnetic circuit, magnetic induction

В индукционных тигельных печах однослойный индуктор с числом витков  $w$  при подаче на него переменного напряжения питания  $U_{\text{пит}}$  частотой  $f$  создает в своей рабочей полости и вне ее неоднородное электромагнитное поле с напряженностью  $H_{\text{e}}$  и индукцией  $B_{\text{e}} = \mu_0 H_{\text{e}}$ . Эти величины изменяют свое значение и направление вектора от одной точки поля к другой по определенному закону. При этом значения  $H_{\text{eц}}$  и  $B_{\text{eц}}$  максимальны в среднем поперечном сечении рабочей полости, постепенно уменьшаются по мере удаления от нее, достигая  $\sim 0,5H_{\text{eц}}$  и  $0,5B_{\text{eц}}$  у торцов индуктора, а за пределами индуктора становятся еще меньше [1 – 9].

Однако расчетное определение такого распределения представляло сложную математическую задачу. Видимо поэтому при расчете магнитопроводов индукционных тигельных печей получило распространение описание этого поля с помощью понятия магнитного потока  $\Phi$ , который можно разделить на рабочий  $\Phi_{\text{раб}}$ , действующий в рабочей полости индуктора, и рассеяния  $\Phi_{\text{рас}}$ , действующий вне ее

даже на большом удалении [1 – 9]. Для уменьшения степени распространения потока (поля) рассеяния  $\Phi_{\text{рас}}$  и, соответственно, нагрева электропроводных частей корпуса печи и рабочей площадки, его габаритов и вредного влияния на рабочих применяют в крупных печах (емкостью  $> 1 - 2$  т) стержневые магнитопроводы (до 24 шт.), размещенные вокруг индуктора с определенным шагом и образующие дискретный экран. Согласно известным инженерным методикам (вариантам) расчета поперечное сечение, масса и стоимость этих магнитопроводов получаются весьма значительными, а экранирующий эффект недостаточным, в т. ч. из-за наличия воздушных зазоров между ними [1 – 8].

Поэтому представляет научный и практический интерес рассмотрение в хронологическом порядке и анализ этих методик с целью выявления, устранения или уменьшения их недостатков. Поскольку эти методики предполагают вначале определение общей площади  $S_{\text{м}\Sigma}$  поперечного сечения и числа стержней магнитопровода, а затем их соответствие тре-

бованиям по перегреву, то и рассмотрение и анализ разделим на две части.

1. Еще в 1936 г. Рубанов О. М. опубликовал, по-видимому, первый, отечественный вариант расчета [1]. Поэтому примем его за основу в дальнейшем рассмотрении. Полагая, что напряжение питания  $U_{пит}$  индуктора ненамного превышает ЭДС  $E_c$  самоиндукции индуктора из-за падения активной составляющей этого напряжения (т. е.  $U_{пит} \approx E_c$ ), он находит амплитудное значение магнитного потока в рабочей полости индуктора

$$\Phi = U_{пит} / 4,44f\omega, \quad (1)$$

Поскольку незамкнутые стержневые магнитопроводы расположены вокруг индуктора с зазором между ними и поэтому не весь поток  $\Phi$  проходит по магнитопроводам, а только его часть  $\Phi_m$ , которую предлагается учесть коэффициентом (0,7 – 0,9), то

$$\Phi_m = (0,7 - 0,9)\Phi, \quad (2)$$

где  $\Phi_m$  – амплитудное значение магнитного потока уже в магнитопроводе, Вб.

Задаются допустимым амплитудным значением магнитной индукции  $B_{доп}$  в магнитопроводе в зависимости от частоты поля согласно рекомендациям: при  $f=0,5-2,5$  кГц  $B_{доп}=0,05-0,15$  Тл; при  $f=50$  Гц  $B_{доп}=0,6-0,9$  Тл. Тогда общее сечение всех магнитопроводов

$$S_{м\Sigma} = \Phi_m / 0,9B_{доп}, \quad (3)$$

где 0,9 – коэффициент учета толщины изоляции между листами магнитопровода.

По конструктивным соображениям определяют число стержней  $n$  (от 6 до 24) и площадь поперечного сечения одного стержня

$$S_m = S_{м\Sigma} / n. \quad (4)$$

2. Весьма прост вариант 2 решения [2, 1978 г.], [3, 2007 г.] с применением формулы (1), согласно которому общее сечение всех магнитопроводов

$$S_{м\Sigma} = U_{пит} / 4,44f\omega B_{доп}, \quad (5)$$

где  $B_{доп}$  принята равной 1 Тл при частоте  $f=50$  Гц.

Легко видеть, что по сравнению с вариантом 1 это решение дает повышенное значение  $S_{м\Sigma}$  при одинаковых  $B_{доп}$ . Площадь  $S_m$  определяется по формуле (4).

3. В этом варианте утверждается [4, 1967 г.], [5, 1975 г.], что «...магнитный поток в пространстве между индуктором и корпусом является тем же потоком  $\Phi$ , который существует в полости индуктора и замыкается вне индуктора конечной длины  $h_{и}$ ». Напряженность поля  $H_e$  между индуктором и корпусом печи предлагается определять как

$$H_e = \Phi / \mu_a S_{и-к}, \quad (6)$$

где  $\mu_a$  – абсолютная магнитная проницаемость среды, Гн/м;

$S_{и-к}$  – поперечное сечение магнитного потока между индуктором и корпусом печи, м<sup>2</sup>.

Следовательно, для уменьшения нагрева корпуса печи, прямо пропорционального  $H_e^2$ , следует увеличить  $S_{и-к}$ , т. е. размеры корпуса, или  $\mu_a$  путем применения внешнего магнитопровода. Обычно размеры корпуса в плане составляют около  $2,5D_{и}$  – диаметра индуктора.

Магнитный поток  $\Phi_m$  в магнитопроводе зависит от соотношений высот его стержней  $h_m$  и индуктора  $h_{и}$  и наружного диаметра индуктора  $D_{и}$  и внутреннего диаметра  $D_m$  окружности размещения стержней магнитопроводов (рисунок 1). Эти зависимости показывают, что с увеличением высоты стержней  $h_m$  и отношения  $h_m/h_{и}$  повышается доля потока  $\Phi_m$  в общем потоке  $\Phi$ . При этом она (доля) уменьшается с возрастанием отношения  $D_m/D_{и}$ . Поэтому рекомендуется отдалять стержни от индуктора для уменьшения  $\Phi_m$  и, соответственно, массы магнитопровода. Поток  $\Phi$  определяется по формуле (1), а поток

$$\Phi_m = (\Phi_m/\Phi)\Phi, \quad (7)$$

где отношение  $(\Phi_m/\Phi)$  находят по графикам рисунка 1 для предварительно принятых значений  $h_m/h_{и}$  и  $D_m/D_{и}$ .

$$S_{м\Sigma} = \Phi_m / B_{доп}, \quad (8)$$

где  $B_{доп}=0,6$  Тл при  $f=50$  Гц, а при  $f=0,5 - 2,5$  кГц  $B_{макс}=0,05...0,15$  Тл.

Согласно графикам рисунка 1 высота магнитопровода  $h_m$  должна быть больше высоты индуктора  $h_{и}$ . Рекомендуется превышение как минимум на  $4\Delta_{\Phi}$  – толщины футеровки тигля, м.

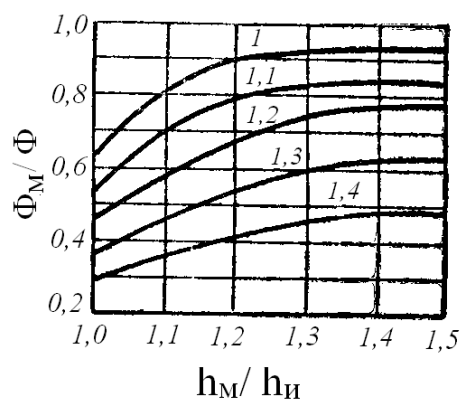


Рисунок 1 – Зависимость величины магнитного потока  $\Phi_m$  в стержнях магнитопровода от геометрических параметров печи (числа у кривых обозначают величину отношения  $D_m/D_{и}$ ) [5]

4. В варианте 4 [6, 1990 г.], [7, 2002 г.] изъят рисунок 1 и добавлены некоторые подробности без изменения главного – использования формулы (1). Так, внутренний диаметр  $D_m$  окружности размещения стержней магнитопроводов превышает наружный диаметр индуктора  $D_i$  на удвоенную толщину (10 – 20 мм) изолирующих прокладок между индуктором и магнитопроводом. Это явно противоречит рекомендации варианта 3 об удалении магнитопроводов от индуктора.

Число стержней  $n$  определяют соотносясь с внутренним диаметром  $D_{вн}$  индуктора из выражения

$$n \approx (3,14D_m - 4b_m) / (1,5b_m), \quad (9)$$

где  $b_m \approx (0,1 \dots 0,15)D_{вн}$  – ширина стержня магнитопровода, м.

Подтверждается положение варианта 3 о том, что только часть полного потока  $\Phi$  проходит по магнитопроводу, а другая часть вне его. Разделение потока на части зависит от соотношений  $h_m/h_i$  и  $D_m/D_i$ , что приближенно учитывают коэффициентом связи между индуктором и магнитопроводом  $k_m < 1$ . К сожалению, не приведены конкретные величины  $k_m$ . Искомое сечение всех магнитопроводов

$$S_{m\Sigma} = k_m \Phi_m / B_{доп}, \quad (10)$$

где  $B_{доп}$  – рекомендуемое и предельно допустимое по минимуму удельных потерь мощности, вызывающих нагрев магнитопровода, значение магнитной индукции, зависящее от марки стали и частоты  $f$ , Тл.

Приводятся повышенные значения  $B_{доп}$ . Так, при 50 Гц для холоднокатаных сталей  $B_{доп} \approx 1,0 \dots 1,5$  Тл и горячекатаных сталей  $B_{доп} \approx 0,9 \dots 1,2$  Тл. Особенно резкое повышение рекомендуется при 500...10000 Гц до  $B_{доп} \approx 0,5 \dots 1,0$  Тл.

Площадь поперечного сечения одного стержня

$$S_m = S_{m\Sigma} / nk_n, \quad (11)$$

где  $k_n$  – коэффициент заполнения сечения стержня сталью, равный 0,9 при лаковой изоляции его пластин толщиной 0,35 мм и 0,93 при толщине 0,5 мм.

Анализ рассмотренных вариантов расчета показывает выявленные отличия.

1. Во всех вариантах расчет величины магнитного потока  $\Phi$  в рабочей полости индуктора осуществляется по формуле (1) из допущения  $U_{пит} \approx E_c$ , что сразу же вносит некоторую погрешность. Такое определение потока  $\Phi$ , по-видимому, заимствовано из расчета трансформаторов, которые имеют замкнутую магнитную цепь (магнитопровод). Однако отдельные стержневые магнитопроводы в индукционных тигельных печах не за-

мкнуты. Поэтому обладают размагничивающим действием в отличие от замкнутых магнитопроводов. В связи с этим определение потока  $\Phi$  по формуле (1) является, по всей видимости, досадным недоразумением.

2. Заметные отличия наблюдаются при расчете величины магнитного потока  $\Phi_m$  в магнитопроводе. Так, в варианте 1  $\Phi_m = (0,7 - 0,9)\Phi$ ; в варианте 2 его вообще отдельно не определяют, приравнивая к  $\Phi$  и полагая, что весь поток  $\Phi$  проходит по магнитопроводу; в варианте 3  $\Phi_m = (\Phi_m/\Phi)\Phi$ , где отношение  $\Phi_m/\Phi$  определяют с помощью рисунка 1; в варианте 4  $\Phi_m = k_m\Phi$  без указания конкретных величин  $k_m < 1$ .

3. Наибольшие отличия имеют место в рекомендуемых величинах магнитной индукции  $B_{доп}$  в магнитопроводе. В вариантах 1 и 3  $B_{доп} = 0,6 \dots 0,9$  Тл при  $f = 50$  Гц и  $B_{доп} = 0,05 \dots 0,15$  Тл при  $f = 0,5 - 2,5$  кГц; в варианте 2  $B_{доп} = 1,0$  Тл при  $f = 50$  Гц; в варианте 4 приводятся повышенные значения  $B_{доп}$ : до  $\approx 1,0 \dots 1,5$  Тл для холоднокатаных сталей и  $\approx 0,9 \dots 1,2$  Тл для горячекатаных сталей при 50 Гц. Особенно резкое повышение до  $\approx 0,5 \dots 1,0$  Тл рекомендуется при 0,5...10 кГц. Объяснений такого повышения с точки зрения рационального использования магнитных свойств магнитопровода не обнаружено.

4. Разительные отличия видны в рекомендациях по размещению магнитопроводов относительно индуктора. Так, в варианте 3 предлагается удалять от индуктора для уменьшения их нагрева, а в варианте 4, наоборот, максимально приближать к нему для более полного улавливания потока рассеяния. Вторая рекомендация представляется более целесообразной.

5. Некоторые отличия можно видеть и в определении общего сечения всех магнитопроводов: в варианте 1  $S_{m\Sigma} = \Phi_m / 0,9B_{доп}$ ; в варианте 2  $S_{m\Sigma} = U_{пит} / 4,44fw B_{доп}$ ; в варианте 3  $S_{m\Sigma} = \Phi_m / B_{доп}$ ; в варианте 4  $S_{m\Sigma} = k_m \Phi_m / B_{доп}$ .

Для устранения или уменьшения этих отличий рассмотрим еще один возможный вариант расчета с использованием конкретных данных проекта печи ИЧТ-31/7,1.

Ее однослойный индуктор имеет внутренний диаметр  $D_{вн} = 2r_{вн} = 1,97$  м и наружный  $D_n = 2,11$  м, внутреннее поперечное сечение  $S_n = 0,785 D_{вн}^2 = 0,785 \times 1,97^2 = 3,05$  м<sup>2</sup>, высоту  $h_n = 1,8$  м, отношение  $h_n/D_{вн} = 1,8/1,97 = 0,914$ , число витков  $w = 21$  шт., напряжение  $U_{пит} = 2430$  В при частоте 50 Гц, ток питания  $I_{пит} = 18628$  А, расчетная напряженность в индукторе (при наличии садки)  $H_{эц} = 211968$  А/м [2, 1978 г.], [3, 2007 г.]. Принятое число стержней магни-

топроводов  $n=24$  и величина индукции в них  $V_{доп}=1$  Тл. Общее сечение стержней  $S_{m\Sigma}=0,5$  м<sup>2</sup>, одного стержня  $S_m=0,0208$  м<sup>2</sup>, поперечные размеры стержня высотой  $h_m=2$  м: ширина (по периметру)  $b_m=0,16$  м и радиальная толщина  $a_m=0,13$  м. Магнитный поток  $\Phi$  и индукция  $V_{ец}$  не указаны.

Однако эти данные позволяют найти (без учета садки) магнитный поток по формуле (1)

$$\Phi = U_{пит}/4,44fw = 2430/4,44 \times 50 \times 21 = 0,521 \text{ Вб},$$

напряженность поля в центре индуктора [1 – 8] по формуле (12) [1 – 8]

$$H_{ец} = I_{пит}w/h_m = 18628 \times 21/1,8 = 217327 \text{ А/м} \quad (12)$$

и индукцию  $V_{ец} = \mu_0 H_{ец} = 1,257 \cdot 10^{-6} \times 217327 = 0,2732$  Тл.

Разница между полученным нами значением  $H_{ец} = 217327$  А/м и проектным  $H_{ец} = 211968$  А/м объясняется тем, что последнее определено с учетом кривизны садки в тигле, самоиндукции и взаимоиндукции между индуктором и садкой.

Тогда расчетный магнитный поток (без садки) в среднем поперечном сечении индуктора определится из формулы (13) [1 – 8]

$$\Phi = V_{ец} S_m = 0,2732 \cdot 3,05 = 0,8323 \text{ Вб}, \quad (13)$$

т. е. он в  $0,8323/0,521 = 1,6$  раза больше, чем по формуле (1). Такое большое расхождение в значениях  $\Phi$  вновь ставит под сомнение правомочность применения формулы (1).

В 1964 г. была решена математически задача определения распределения индукции  $V_e$  поля практически в любой точке пространства любой по размерам цилиндрической электрической катушки [8, 1964 г.]. Это решение позволяет найти по известной величине индукции  $V_{ец}$  в центре индуктора значения результирующей индукции  $V_{ер}$  в интересных точках, удаленных на текущее расстояние  $R$  от наружной поверхности индуктора любых размеров, используя относительную величину  $R'_T = R/r_{вн}$  [8, 1964 г.]. Наибольшее значение и вертикальное направление вектора результирующая индукция  $V_{ер}$  имеет в среднем поперечном сечении индуктора, где она равна аксиальной составляющей  $V_{ез}$ , а радиальная составляющая  $V_{ер} = 0$ . Это направление вектора  $V_{ер}$  совпадает с осью стержня магнитопровода. Рассматриваемое решение проведено в относительных величинах и представлено в табличной форме, где относительная аксиальная составляющая индукции  $V'_z = V_{ез}/V_{ец}$  [8, 1964 г.].

По известной величине  $V_{ец} = 0,2732$  Тл определим величину индукции  $V_{ер} = V_{ез}$  в среднем поперечном сечении индуктора на различном удалении от него (таблица 1). Так, при  $R'_T = 1,25$   $V_{ер} = 0,4557 \times 0,2732 = 0,124$  Тл и т. д.

Таблица 1

$R'_T$	$V'_z$	$V_{ер} = V_{ез},$ Тл
1,1	0,5893	0,161
1,25	0,4557	0,124
1,5	0,2626	0,072
1,75	0,1953	0,053
2,0	0,1535	0,042

Оно позволяет оценить величину  $V_{ер}$  в любой промежуточной точке между значениями  $R'_T = 1,0 \dots 2,0$ .

Особо отметим, что индукция снаружи индуктора как минимум в 1,7 раза меньше ( $0,2732/0,161 = 1,7$ ), чем в его центре (в одном и том же сечении).

Известно [9, с. 25], что если стержни магнитопровода разместить в поле напряженностью  $H_e$ , то они становятся магнитами, т. к. внутри них будет действовать и намагничивать их еще меньшее поле напряженностью  $H_i$ . Это происходит вследствие размагничивающего действия направленных встречно магнитных полей их полюсов и вихревых токов, а также неполного проникновения внешнего поля в стержень из-за поверхностного эффекта [9, 10].

Так, в случае постоянного магнитного поля истинная напряженность  $H_i$ , действующая в стержне, меньше напряженности внешнего поля  $H_e$  на величину напряженности  $H_p = NJ$  размагничивающего поля [9, 10]:

$$H_i = H_e - H_p = H_e - NJ, \quad (14)$$

где  $N$  – баллистический коэффициент размагничивания по намагниченности стержня, которая определяется в его среднем поперечном сечении. Его величина уменьшается с увеличением отношения высоты  $h_m$  стержня к его диаметру  $d_m$  или корню квадратному из площади поперечного сечения  $h_m/\sqrt{S_m}$  [9, 10]. При отношении  $h_m/\sqrt{S_m} = 2/\sqrt{0,0208} = 13,9$  коэффициент  $N \approx 0,16$  [9, с. 25].

$J = (V_i/\mu_0) - H_i$  – намагниченность материала стержня, А/м [9, 10].

Легко видеть, что  $H_e$  всегда значительно больше  $H_i$ .

Особо отметим, что на торцах стержня, являющихся полюсами магнита, вектор напряженности  $H_p$  направлен встречно вектору  $H_e$ , ослабляя его поле. Но между стержнями эти векторы близки по направлению и поэтому поля векторов складываются, что приводит к увеличению результирующего поля рассеяния.

В справочниках чаще приводят графики или таблицы зависимости намагничивания

## О РАСЧЕТЕ ДИСКРЕТНЫХ МАГНИТОПРОВОДОВ ИНДУКЦИОННЫХ ТИГЕЛЬНЫХ ПЕЧЕЙ

$B_i = f(H_i)$ , а не  $J = f(H_i)$ . Их измеряют на тонколистовых образцах электротехнической стали в постоянном или переменном магнитном поле [9, 10]. Зависимости  $B_i = f(H_i)$  в постоянном поле легче найти.

Поэтому возможно решение, когда задаются значением  $B_i$  и по кривой или таблице намагничивания определяют соответствующую ему величину  $H_i$ . Затем по формуле (15) находят намагниченность  $J$ , а из формулы (14) расчетную напряженность внешнего поля  $H_e$  и сравнивают ее с напряженностью  $H_e$ , действующей в выбранной точке поля рассеяния. Эти напряженности должны быть близки между собой или совпадать по величине.

Продолжим числовой пример методом последовательных приближений (для случая постоянного поля).

Обычно стержень размещен в поле рассеяния так, что его средняя поперечная горизонтальная ось  $O_r$  совпадает с такой же осью индуктора. Это обеспечивает совпадение с вертикальной осью  $O_b$  стержня векторов индукции и напряженности. В других сечениях эти вектора направлены под разными углами к оси  $O_b$ .

Для лучшего понимания путем сравнения выберем две точки на оси  $O_r$  его предполагаемого размещения:

т. 1 на удалении  $R'_t = 1,1$  с индукцией  $B_e = 0,161$  Тл и напряженностью  $H_e = 0,161/1,257 \times 10^{-6} = 128083$  А/м и

т. 2 на удалении  $R'_t = 1,25$  с индукцией  $B_e = 0,124$  Тл и напряженностью  $H_e = 0,124/1,257 \times 10^{-6} = 98647$  А/м

*Приближение 1.* Тогда при наибольшем рекомендуемом [4] значении  $B_i = 1,5$  Тл найдем (по кривой намагничивания стали Э330) напряженность  $H_i \approx 400$  А/м [10, с. 109], а по формуле (15)  $J = (1,5/1,257 \times 10^{-6}) - 400 = 1192917$  А/м. Из формулы (14) найдем  $H_e = 400 + 0,16 \times 1192917 = 191267$  А/м. Но это значительно больше (в 1,49 раза) напряженности 128083 А/м в т. 1 и в 1,94 раза напряженности  $H_e = 98647$  А/м в т. 2, чего не может быть.

*Приближение 2.* Следовательно, необходимо уменьшить  $B_i$ , например, до 1,0 Тл, принятой для этой печи [2, 3]. Тогда напряженность  $H_i \approx 60$  А/м для этой же стали [10, с. 109], а намагниченность  $J = (1/1,257 \times 10^{-6}) - 60 = 795485$  А/м. Из формулы (14) получим расчетную напряженность  $H_e = 60 + 795485 \times 0,16 = 127338$  А/м.

Это значение весьма близко к действительной напряженности в т. 1 (128083 А/м), но больше  $H_e = 98647$  А/м (в 1,29 раза). Оно

может быть принято для дальнейших приближенных расчетов (наряду с  $H_i \approx 60$  А/м и  $J = 795485$  А/м).

*Приближение 3.* При расположении же стержня в т. 2 необходимо еще более уменьшить  $B_i$ , например, до 0,6 Тл, согласно рекомендациям [1]. Из кривой намагничивания напряженность  $H_i \approx 22$  А/м, а  $J = (0,6/1,257 \times 10^{-6}) - 22 = 477305$  А/м. Из формулы (14) получим  $H_e = 22 + 477305 \times 0,16 = 76391$  А/м. Однако это значение уже меньше  $H_e = 98647$  А/м (в 1,29 раза). Величины 127338 и 76391 А/м являются равноотстоящими от  $H_e = 98647$  А/м.

*Приближение 4.* Для приближения к этому значению  $H_e = 98647$  А/м подставим его в формулу (14) и найдем сначала намагниченность  $J = (H_i + H_e)/N = (38 + 98647)/0,16 = 616781$  А/м, а затем из  $J = (B_i/\mu_0) - H_i$  определим  $B_i = \mu_0(J + H_i) = 1,257 \times 10^{-6} (616781 + 38) = 0,775341$  Тл. Здесь  $H_i \approx (60 + 22)/2 \approx 38$  А/м получено как среднеарифметическое из соответствующих величин  $H_i$  последних двух приближений. Заметим, что ею можно и пренебречь (из-за малости).

Особо отметим, что величины  $B_i$  и  $H_i$  зависят от вида электротехнической стали и ее магнитных свойств. Поэтому вычисленные их значения для другой стали могут отличаться.

Приведенный пример расчета методом последовательных приближений к истинным значениям  $B_i$ ,  $H_i$  или  $H_e$  показывает, что рекомендуемые значения внутренней индукции  $B_{доп} = 1,5$  Тл являются весьма завышенными для обеих точек, а  $B_{доп} \approx 0,6$  Тл, наоборот, заниженным. И только при  $B_i \approx 0,775$  Тл вычисленные величины  $H_i$  и  $H_e$  в т. 2 близки к искомому. Рекомендация о значении индукции  $B_{доп} = 1,0$  Тл является правильной для т. 1. Поэтому со всей очевидностью можно сделать вывод о некорректности произвольного выбора значения  $B_{доп}$  без учета величины  $H_i$  при расчете площади  $S_{м\sigma}$ , т. к. оно может быть и не достигнуто в действующем поле рассеяния напряженностью  $H_e$ .

Для облегчения расчетов по формулам (14, 15) при проектировании новых печей реальные величины  $B_i$ ,  $H_i$  или  $H_e$  целесообразно измерить на действующих печах и разместить в справочниках. Это позволит также уточнить результаты расчетов.

В случае же переменного магнитного поля напряженность  $H_i$  еще меньше (особенно в слабых полях) [9, 10] из-за противодействия намагничиванию магнитных полей микро- и макроскопических вихревых токов, которое трудно рассчитать. Так, например, для стали Э330 эти отличия наблюдаются при значении

ях индукции до  $B_i=1,1$  Тл и напряженности до  $H_i=90$  А/м [10].

Кроме того, внешнее поле проникает в такой стержень не на всю его толщину. Глубину проникновения  $\Delta_{0,01}$ , на которой волна этого поля практически полностью затухает и в ней остается 1 % энергии, можно оценить, например, по формуле [11]

$$\Delta_{0,01} \approx 0,8 \sqrt{\rho / (f \mu_0 \mu_i)}, \quad (16)$$

а если еще остается 13,5 % энергии и она выделяется в виде тепла в глубине стержня, то по эмпирической формуле [1, 3, 7]

$$\Delta_{13,5} \approx 503 \sqrt{\rho / (f \mu_i)} \quad (17)$$

где  $\rho$  – удельное электрическое сопротивление материала стержня ( $\approx 0,5$  мкОм м) [10].

$\mu_i = B_i / (\mu_0 H_i)$  – относительная магнитная проницаемость материала стержня. Для сталей с содержанием кремния ~3 % максимальная проницаемость  $\mu_{i\max} = 4000 \dots 5000$ , а с содержанием кремния 4 %  $\mu_{i\max} = 8000 \dots 10000$  [10].

Формулы (16), (17) показывают, что глубина проникновения поля или толщина поверхностного слоя стержня, в котором в основном циркулируют вихревые токи, прямо пропорциональна  $\sqrt{\rho}$  и обратно пропорциональна  $\sqrt{f \mu}$ .

Чтобы не происходило перекрытие (наложение) встречных волн, которое ухудшает намагничивание, толщина стержня должна быть  $\delta \geq 2\Delta_{0,01}$  [11].

Определим приближенно глубину проникновения при  $\mu_{i\max} = 5000$  по формуле (16)

$$\Delta_{0,01} \approx 0,8 \sqrt{0,5 \times 10^{-6} / 50 \times 1,257 \times 10^7} \times 5000 = 0,001 \text{ м.}$$

По формуле же (17) глубина проникновения еще меньше

$$\Delta_{13,5} \approx 503 \sqrt{\rho / (f \mu_i)} = 503 \sqrt{0,5 \times 10^{-6} / 50 \times 5000} = 0,0007 \text{ м.}$$

Тогда (исходя из большего значения  $\Delta_{0,01}$ ) минимальная толщина стержня в радиальном направлении должна быть  $\delta \geq 2\Delta_{0,01} \geq 2 \times 0,001 \geq 0,002$  м.

При уменьшении величины  $\mu_i$  до 500 (в 10 раз) глубина проникновения увеличится только ~ в 3 раза  $\Delta_{0,01} \approx 0,8 \sqrt{0,5 \times 10^{-6} / 50 \times 1,257 \times 10^7} \times 500 \geq 0,006$  м

В печи ИЧТ-31/7,1 стержень магнитопровода имеет поперечное сечение размером  $160 \times 130$  мм и площадью  $S_m = 0,0208 \text{ м}^2$  [2, 3]. Можно видеть, что при  $\mu_i = 5000$  его средняя часть с размерами  $\sim 158 \times 128$  мм и площадью  $\sim 0,02 \text{ м}^2$  остается не намагниченной и, как следствие, не участвующей в создании и проведении магнитного потока. При  $\mu_i = 500$  эта площадь немного меньше  $\sim 0,019 \text{ м}^2$ . *Такое значительное расхождение в значениях*

*принятой и рассчитанной нами площади требует адекватного объяснения.*

Как уже отмечалось, одним из недостатков дискретного ферромагнитного экрана из 24 стержневых магнитопроводов является наличие воздушных зазоров между ними, через которые поле рассеяния все же распространяется и за пределы экрана.

Суммарная ширина всех стержней равна  $0,16 \times 24 = 3,84$  м, а длина внутренней окружности индуктора (с учетом изоляции 20 мм на сторону) при ее диаметре  $D_{m1} = D_n + 0,04 = 2,11 + 0,04 = 2,15$  м составляет  $3,14 \times 2,15 = 6,75$  м.

При этом на все промежутки между магнитопроводами приходится  $6,75 - 3,84 = 2,91$  м (или  $\sim 0,12$  м на один). Через них поле рассеяния может распространяться довольно далеко. Для предупреждения этого целесообразно устранить эти промежутки и изготовить магнитопровод кольцевым для полного охвата индуктора снаружи. При этом толщина магнитопровода может уменьшиться со 130 до  $\sim 71$  мм (без изменения массы). Попутно увеличится значение индукции и равномерность ее распределения в рабочей полости индуктора с возможным улучшением эффективности плавки.

Для определения общей площади поперечного сечения кольцевого магнитопровода  $S_{m\Sigma}$  найдем сначала его наружный диаметр при рассчитанной толщине  $\delta = 0,02$  м

$$D_{m2} = D_{m1} + 2\delta = 2,15 + 2 \times 0,006 = 2,162 \text{ м.}$$

Тогда площадь  $S_{m\Sigma} = 0,785(D_{m2}^2 - D_{m1}^2) = 0,785(2,162^2 - 2,15^2) = 0,785(4,6742 - 4,6225) = 0,785 \times 0,0517 = 0,041 \text{ м}^2$ .

Эта площадь в  $0,5/0,041 = 12,2$  раза меньше, чем в печи ИЧТ-31. Если же сохранить  $S_{m\Sigma} = 0,5 \text{ м}^2$ , то диаметр  $D_{m2}$  увеличивается до 2,293 м, а толщина  $\delta$  до  $\sim 71$  мм.

Изменение формы магнитопровода со стержневой на кольцевую превращает дискретный экран в сплошной, что изменяет и величину коэффициента размагничивания и, по всей вероятности, методику расчета такого магнитопровода-экрана.

Определением размеров стержней и их числа заканчиваются варианты 2 и 3 методики [2 – 5]. Однако в вариантах 1 и 4 [1, 7] проверяют стержни на нагрев и охлаждение после нахождения их массы  $m$  и охлаждающей поверхности  $S_{охл}$ .

Масса электротехнической стали плотностью  $\gamma \approx 7600 \text{ кг/м}^3$  в стержне составляет [1, 7]:  $m = S_m k_n h_m \gamma = 0,0208 \times 0,93 \times 2 \times 7600 = 0,0193 \times 15200 \approx 293 \text{ кг}$ , (18)

а всех стержней  $\Sigma m = 293 \times 24 \approx 7032 \text{ кг}$ .

## О РАСЧЕТЕ ДИСКРЕТНЫХ МАГНИТОПРОВОДОВ ИНДУКЦИОННЫХ ТИГЕЛЬНЫХ ПЕЧЕЙ

Удельные потери мощности  $p_c$  в стержне от нагрева при перемагничивании и вихревыми токами увеличиваются с повышением индукции  $B_i$  и частоты  $f$ . В печи ИЧТ-31/7,1 для индукции  $B_i = 1$  Тл,  $f = 50$  Гц и стали Э330 они могут составить  $p_c \approx 0,6 \dots 0,8$  Вт/кг [10] (в зависимости от толщины листов). А при рекомендованной индукции  $B_i = 0,6$  Тл они почти в 2 раза меньше  $p_c \approx 0,3 \dots 0,4$  Вт/кг.

Тогда полные потери мощности в одном стержне, соответственно [1]

$$P_{1,0} = m p_c \approx 293 \times (0,6 \dots 0,8) \approx 176 \dots 234 \text{ Вт.} \quad (19)$$

$$P_{0,6} \approx 293 \times (0,3 \dots 0,4) \approx 88 \dots 117 \text{ Вт}$$

Однако Егоров А. В. [1990] предлагает увеличение этих потерь с помощью коэффициента  $k_{\text{доб}} \approx 1,1 \dots 1,8$  вследствие неоднородности магнитного поля и дефектов изготовления магнитопроводов, ссылаясь на данные ВНИИЭТО. При этом получается  $P_{1,0} \approx 234 \times 1,8 \approx 421$  Вт и  $P_{0,6} \approx 117 \times 1,8 \approx 211$  Вт, соответственно.

Считается [1, 7], что для исключения перегрева стержня ( $> 80$  °С) под влиянием потерь  $P$  плотность потерь  $q_m$  в стержне при охлаждении на воздухе не должна превышать  $750$  Вт/м<sup>2</sup> охлаждающей поверхности  $S_{\text{охл}}$ , которая составляет

$$S_{\text{охл}} = 2h_m(a_m + b_m) = 2 \times 2(0,16 + 0,13) = 1,16 \text{ м}^2.$$

Тогда допустимые потери тепла (мощности) должны удовлетворять уравнению [1]

$$P_{\text{доп}} \leq q_m S_{\text{охл}} \leq 1,16 \times 750 \leq 870 \text{ Вт.} \quad (20)$$

Это значительно больше  $P_{1,0} \approx 421$  Вт и свидетельствует о возможности еще большего нагрева стержней.

Егоров А. В. [7] предлагает определять  $q_m$  по формуле (21) и сравнивать ее с допустимой  $q_{\text{доп}} = 750$  Вт/м<sup>2</sup>

$$q_m = 0,5 S_m k_{\text{п}} \gamma p_c k_{\text{доб}} / (a_m + b_m) = 0,5 \times 0,0208 \times 0,9 \times 3 \times 7600 \times 1,8 / (0,13 + 0,16) = 456 \text{ Вт/м}^2. \quad (21)$$

По его мнению, «...если величина  $q_m$  оказывается больше допустимой при принятых условиях работы печи, следует уменьшить принятое значение магнитной индукции  $B_{\text{доп}}$ , т. е. увеличить площадь  $S_m$  поперечного сечения стержня». В рассматриваемом случае  $q_m = 456$  Вт/м<sup>2</sup> также значительно меньше  $q_{\text{доп}} = 750$  Вт/м<sup>2</sup> и так же свидетельствует о возможности еще большего нагрева стержней. Еще раз заметим, что изменять произвольно значения индукции  $B_{\text{доп}}$  и площади  $S_m$  не правильно. Их необходимо просчитывать хотя бы потому, что это приведет к изменению коэффициента размагничивания  $N$  (со всеми вытекающими последствиями).

Допустимая температура нагрева стержня магнитопровода  $80$  °С рекомендована, по видимому, для обеспечения длительного

срока службы распространенной раньше лаковой изоляции, которая при нагреве до  $125$  °С выходит из строя [7]. При использовании современных изолирующих термостойких материалов она представляется заниженной.

### Выводы.

1. Произвольное назначение величины  $B_{\text{доп}}$  без учета действующих значений напряженностей  $H_e$  и  $H_i$  приводит к искажению понимания фактического процесса намагничивания стержней магнитопровода и неправильному определению их поперечных размеров и массы.

2. При расчете параметров стержня магнитопровода необходимо учитывать величину индукции  $B_{\text{ер}}$  поля рассеяния в месте его расположения и размагничивающие поля полюсов  $H_p$  и поверхностных вихревых токов. Это исключает использование неопределенного понятия магнитного потока.

3. Размещение стержней вокруг индуктора с воздушным зазором между ними в виде дискретного магнитопровода не локализует в достаточной степени поле рассеяния в его пределах, а позволяет ему распространяться сквозь эти зазоры.

4. Предложенный магнитный расчет показывает возможность значительного уменьшения толщины и массы магнитопровода, а тепловой – только до 2 раз по массе.

5. Для более эффективной локализации поля рассеяния целесообразно заменить дискретный магнитопровод сплошным кольцевым, что не только уменьшит распространение поля рассеяния, но и увеличит рабочее поле  $B_{\text{ер}}$  в полости индуктора за счет более эффективного намагничивания кольцевого магнитопровода, выполняющего и функции экрана.

6. Допустимая температура нагрева магнитопровода может быть повышена до  $200$  °С и более при использовании термостойких изолирующих материалов.

### Список литературы

1. Фарбман С. А., Колобнев И. Ф. Индукционные печи для плавки металлов и сплавов. – М.: Металлургия, 1968. – 496 с.
2. Долотов Г. П., Кондаков Е. А. Печи и сушила литейного производства. – М.: Машиностроение, 1978. – 192 с.
3. Электрические печи для выплавки черных и цветных сплавов. /Л. М. Романов, А. Н. Болдин, А. Н. Граблев, Д. П. Михайлов. – МГИУ, 2007. – 104 с.
4. Вайнберг А. М. Индукционные плавильные печи. – М-Л.: Энергия, 1960. – 456 с.

5. Егоров П. В., Моржин А. Ф. Электрические печи (для производства сталей). – М.: Металлургия, 1975. – 352 с.

6. Индукционные тигельные печи /Л. И. Иванова, Л. С. Грובהва, Б. А. Сокунов, С. Ф. Сарапулов. Екатеринбург: Изд-во УГТУ-УПИ, 2002. – 87 с.

7. Егоров А. В. Расчет мощности и параметров электропечей черной металлургии – М.: Металлургия, 1990. – 280 с.

8. By Gerald V. Brown, Laurence Flax, Eugene C. Itean, James C. Laurence. Axial and radial magnetic fields of thick finite-length solenoids. – Washington: NASA, 1964. – 98s.

9. Кифер И. И. Испытания ферромагнитных материалов. – М.: Энергия, 1969. – 360 с.

10. Преображенский А. А. Магнитные материалы и элементы. – М.: Высшая школа, 1976. – 336 с.

11. Индукционные нагреватели /В. А. Русинов, В. К. Мокеев, И. М. Кирпичникова. – Екатеринбург: УрГУПС, 2018. – 143 с.

**Левшин Геннадий Егорович** – д. т. н., профессор

*ФГБОУ ВО «Алтайский государственный технический университет им. И.И. Ползунова» (АлтГТУ), г. Барнаул, Россия*