TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

N₂ 214

ИССЛЕДОВАНИЕ И ПРОЕКТИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ СРЕДСТВ ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ЖИДКИХ МЕТАЛЛОВ

СБОРНИК ТРУДОВ

II

Под общей редакцией доктора технических наук профессора А. И. Вольдек



ТАLLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА СЕРИЯА № 214 1964

УДК 621. 318

ИССЛЕДОВАНИЕ И ПРОЕКТИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ СРЕДСТВ ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ЖИДКИХ МЕТАЛЛОВ

СБОРНИК ТРУДОВ

II

Под общей редакцией доктора технических наук профессора А. И. Вольдек

Cp.6351

ТАЛЛИН 1964



TALLINNA POLUTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED труды таллинского политехнического института

СЕРИЯ А

№ 214

1964

УДК 621. 318. 38 А. И. Вольдек

некоторые общие соотношения для ЛИНЕЙНЫХ ИНДУКЦИОННЫХ НАСОСОВ

В настоящее время уже имеется достаточно подробная методика проверочного расчета плоских линейных индукционных насосов [4], однако вопросы выбора основных размеров насосов разработаны недостаточно. В связи с этим при проектировании насосов обычно приходится рассчитывать ряд поисковых вариантов. Выполнение таких расчетов по имеющимся формулярам с детальным проектированием и расчетом обмоток является трудоемким делом. Поэтому целесообразно пользоваться рядом общих соотношений, которые выражают характеристики и показатели насоса (напор, мощности, потери и т. д.) в функции основных электромагнитных нагрузок (линейная токовая нагрузка и плотность тока обмотки) и не содержат конкретных обмоточных данных. Эти же соотношения полезны при анализе общих закономерностей в индукционных насосах. Ниже приводятся некоторые общие соотношения подобного рода для линейных индукционных насосов. Формулы даются в единицах системы СИ.

Электромагнитный напор, развиваемый насосом [1, 4]. равен

$$p_{\mathfrak{M}} = p_{\mathfrak{n}}' k_{\mathfrak{n}} = \beta_{\Lambda}^2 s f \gamma \tau l k_{oc}, \qquad (1)$$

где pn' — полезный напор,

- krn -- коэффициент, учитывающий гидравлические потери давления,
- B_{Δ} амплитуда магнитной индукции в середине зазора, s скольжение,

f — частота,

- электрическая удельная проводимость жидкого r металла.
- полюсное деление, τ
- 1 — активная длина насоса.
- koc коэффициент ослабления давления.

Коэффициент ослабления давления определяется при помощи кривых [1]. Вспомогательную величину $\varepsilon = 8f\tau^2(p's') \cdot 10^{-7}$ следует определить как эквивалентную по всему немагнитному зазору для случая, когда стенки канала электропроводящие и в немагнитном зазоре имеются теплоизоляционные прослойки. Эквивалентное произведение удельной проводимости и скольжения, которое входит в выражение ε , определяется формулой [3]

$$(\gamma's') = \frac{\Delta s\gamma + 2\Delta_{cr} \gamma_{cr}}{\delta k_{\delta}}.$$

Здесь

- △ толщина слоя перекачиваемого металла,
- *∆*_{ст} толщина стенки канала,
- *у*ст удельная проводимость материала канала,
- величина немагнитного зазора между индукторами,
- ko коэффициент зазора.

Коэффициент k_{δ} , который находится в пределах 1,1—1,3, учитывает как влияние зубчатости, так и изменение поля по немагнитному зазору вследствие конечной величины последнего.

Выразим в (1) B_{Δ} через линейную токовую нагрузку обмотки A. Величина последнего

$$A = \frac{mwI}{\rho\tau}, \qquad (2)$$

где *т* — число фаз,

- w число последовательно соединенных витков обмотки насоса,
- I ток обмотки насоса,
- р число пар полюсов.

В случае двухстороннего индуктора А представляет величину линейной нагрузки на два индуктора.

Намагничивающая сила обмотки насоса

$$F = \frac{m \sqrt{2}}{\pi} \cdot \frac{wk_{o6}}{p} I, \qquad (3)$$

где kos — обмоточный коэффициент.

Подставив величину ты из (2) в (3), получим

$$F = \frac{\sqrt{2} A k_{ob} \tau}{\pi}.$$
 (4)

Индукция в центре зазора

$$B_{\Delta} = \frac{\mu_0}{k_{\delta}\delta} F = \frac{\sqrt{2}\,\mu_0 \,Ak_{o\delta}\,\tau}{\pi k_{\delta}\delta} \,. \tag{5}$$

На основании (1) и (5) полезный напор

$$p_{\rm n}' = \frac{2\mu_0^2 A^2 k_{06}^2 s j \gamma \tau^3 l k_{\rm oc}}{\pi^2 k_{\delta}^2 \delta^2 k_{\rm rn}} \,. \tag{6}$$

Соотношение (6) позволяет при заданных геометрических размерах, A и *s* определить p_n' или при заданном напоре и числе пар полюсов найти необходимую величину полюсного деления и активной длины насоса

$$t = 2p\tau. \tag{7}$$

Величина k_{o6} может быть для известного типа обмотки выбрана с большой точностью, а величина k_{rn} изменяется в пределах $k_{rn} = 1,05-1,20$.

Размеры поперечного сечения канала определяются объёмным расходом жидкого металла Q и допустимой для данного металла и материала стенок канала скоростью жидкого металла v. Площадь сечения канала при этом

$$S_{k} = \frac{Q}{v} = \frac{Q}{(1-s) 2\tau f}.$$
(8)

Полезная мощность насоса

$$P_2 = p_n' Q. \tag{9}$$

Механическая мощность, развиваемая электромагнитными силами:

$$P_{\rm MX} = k_{\rm rn} P_2 = p_{\rm eM}' Q. \tag{10}$$

Электромагнитная мощность, передаваемая через магнитное поле жидкому металлу:

$$P_{\rm PM} = \frac{P_{\rm MX}}{1-s} = \frac{k_{\rm rn} P_2}{1-s},$$
 (11)

и электрические потери в жидком металле

$$p_2 = sP_{\mathfrak{M}} = \frac{sk_{\rm rn}P_2}{1-s}.$$
 (12)

Если *j*₁ — плотность тока в обмотке индуктора, то объем проводников обмотки

$$V_{\rm o6} = \frac{2alk_{\rm a}A}{j_1},\tag{13}$$

где 2a — активная ширина индуктора и

k_л — отношение длины полувитка к активной ширине.

Электрические потери в первичной обмотке

$$p_1 = \rho_1 j_1^2 V_{o6} = 2alk_n A j_1 \rho_1, \tag{14}$$

где ϱ_1 — удельное сопротивление проводников обмотки.

Потери в токопроводящих стенках канала можно определить следующим образом.

Электромагнитное усилие $F_{\rm cr}$, развиваемое в стенках канала, получим, если умножим $p_{\rm n}$ по (6) на

$$\frac{k_{\rm rn}}{s} \cdot \frac{\gamma_{\rm cr}}{\gamma} \cdot 2\Delta_{\rm cr} 2\alpha.$$

Потерии в стенках канала $p_{\rm cr}$ получим, если умножим $F_{\rm cr}$ на $2\tau f$. Таким образом

$$p_{\rm cr} = \frac{k_{\rm rn} p_{\rm n}'}{s} \cdot \frac{\gamma_{\rm cr}}{\gamma} \cdot 2\Delta_{\rm cr} 2a2\tau f. \tag{15}$$

Если подставить сюда значение p_n' по (6), то получим также, что

$$p_{\rm cr} = \frac{4\mu_0^2 A^2 k_{\rm of}^2 f^2 \tau^4 l \gamma_{\rm cr} k_{\rm oc} 2\Delta_{\rm cr} 2a}{\pi^2 k_{\delta}^2 \delta^2}.$$
 (16)

Выражению для $p_{c\tau}$ можно придать удобный для расчетов вид, если определить $p_{n'}$ из (9) в следующем виде

$$p_{\pi}' = \frac{P_2}{Q} = \frac{P_2}{2a\Delta 2\tau f(1-s)}$$
(17)

и подставить это значение p_n' в (15). Тогда

$$p_{\rm cr} = \frac{k_{\rm rn} P_2}{s(1-s)} \cdot \frac{\gamma_{\rm cr}}{\gamma} \cdot \frac{2\Delta_{\rm cr}}{\Delta}.$$
 (18)

Гидравлические потери

$$p_{\rm r} = (k_{\rm rn} - 1) P_2. \tag{19}$$

Магнитные потери *p*_{мг} в сердечниках индукционных насосов малой и средней производительности малы по сравнению с другими потерями. Эти потери вместе с добавочными потерями от пульсирующих полей *p*_д можно оценить приблизительно. Сумма потерь

$$p_{\Sigma} = p_1 + p_2 + p_{cT} + p_r + p_{Mr} + p_{\pi}$$
(20)

и потребляемая активная мощность

$$P_1 = P_2 + p_{\Sigma}.$$
 (21)

Реактивную мощность насоса Q₁ можно вычислить следующим образом. Э. д. с. активного проводника обмотки

$$E_{\rm np} = \frac{k_{\rm n} B_{\Delta} 2\tau f 2a}{\sqrt{2}},$$

где k_n — коэффициент, учитывающий увеличение индукции на поверхности индуктора по сравнению с индукцией в центре зазора [2, 4]. Полный ток обмотки

$$I_{\pi} = Al.$$

Реактивная мощность насоса

0420°C. == 4.35

$$Q_1 = k_{\delta} E_{np} k_{o\delta} I_n \quad \text{или}$$

$$Q_1 = k_{\delta} k_n \sqrt{2} B_A A f \tau l 2 a k_{o\delta}, \qquad (22)$$

Здесь k_{δ} представляет отношение полной э. д. с. обмотки, с учетом э. д. с. от полей рассеяния и реакции вторичной цепи, к э. д. с. от основной гармоники первичного поля в зазоре. Величина этого отношения равна

$$k_{\sigma} = 1 + \frac{x_{\sigma}}{x_1} + \frac{\Delta x}{x_1}, \qquad (23)$$

- где x_o индуктивное сопротивление пазового, лобового и дифференциального рассеяния и рассеяния по коронкам зубцов,
 - x1 индуктивное сопротивление от основной гармоники первичного поля в зазоре на поверхности индуктора,
 - ∆х вносимое индуктивное сопротивление, учитывающее реакцию вторичной цепи [5]. Это сопротивление отрицательное.

Обычно в индукционных насосах $k_{\sigma} = 1,1 \div 1,8$. Коэффициент k_{ob} введен в (22) для учета того, что э. д. с. отдельных проводников обмотки складываются геометрически.

Если подставить в (22) величину В_А по (5), то получим

$$Q_{1} = \frac{2\mu_{0}k_{\sigma}k_{\pi}A^{2}k_{00}^{2}f^{\tau^{2}}l^{2}a}{\pi k_{\delta}\delta}.$$
 (24)

Используя соотношение (6), величину Q_{L} можно также выразить через напор p'_{n} :

$$Q_1 = \frac{\pi k_\sigma k_\pi k_\delta \delta k_{r\pi} p'_\pi^2 a}{\mu_0 s \gamma \tau k_{oc}} . \tag{25}$$

Полная первичная мощность насоса

$$S_1 = \sqrt{P_1^2 + Q_1^2}.$$
 (26)

Приведенные соотношения позволяют определить к. п. д. и коэффициент мощности, а также произвести анализ общих энергетических соотношений насоса.

Пример. Произведем оценку технических показателей плоского индукционного насоса для натрия. Размеры и данные насоса: 2p = 6; $\tau = 0,15 \text{ м}$; $l = 6 \cdot 0,15 = 0,9 \text{ м}$; 2a = 0,2 м; $\Delta = 0,01 \text{ м}$; $\Delta_{cT} = 0,001 \text{ м}$; $\delta = 0,02 \text{ м}$; $k_{\delta} = 1,18$; $k_n = 1,03$. Электромагнитные нагрузки и данные обмотки: $A = 75000 \frac{a}{M}$; $j_1 = 3 \cdot 10^6 \frac{a}{M^2}$; $k_{o6} = 0,966$; $k_n = 2,2$; $k_{rn} = 1,1$, $k_{\sigma} = 1,25$, $\varrho_1 = 0,0235 \cdot 10^{-6} \text{ ом.м}$; частота f = 50 сц; скольжение s = 0,3; проводимость натрия при $t = 420^{\circ}$ C; $\gamma = 4,35 \cdot 10^6 (\text{ ом.м})^{-1}$; проводимость стенок канала из нержавеющей стали $\gamma_{cT} = 1,36 \cdot 10^6 (\text{ ом.м})^{-1}$; $k_{oc} = 0,470$.

Согласно (6) полезный напор

 $p_{n}' = \frac{2 \cdot 4^{2} \pi^{2} \cdot 10^{-2 \cdot 7} \cdot 75000^{2} \cdot 0.966^{2} \cdot 0.3 \cdot 50 \cdot 4.35 \cdot 10^{6} \cdot 0.15^{3} \cdot 0.9 \cdot 0.470}{\pi^{2} \cdot 1.18^{2} \cdot 0.02^{2} \cdot 1.1}$

$$= 2,56 \cdot 10^5 \frac{\mu}{\mu^2} = 2,61 \frac{\kappa \Gamma}{c \, m^2}.$$

Скорость жидкого металла

 $v = (1 - s) 2\tau f = (1 - 0,3) \cdot 2 \cdot 0,15 \cdot 50 = 10,5$ м/сек. Площадь сечения канала

 $S_{k} = 2a \cdot \Delta = 0, 2 \cdot 0, 01 = 0,002 \ m^{2}.$

Расход жидкого металла

 $Q = vS_k = 10.5 \cdot 0.002 = 0.021 \ m^3/cek$.

Полезная мощность согласно (9)

 $P_2 = 2,56 \cdot 10^5 \cdot 0,021 = 5,38 \cdot 10^3$ вт = 5,38 квт. Потери в жидком металле по (12)

 $p_2 = \frac{0.3 \cdot 1.1 \cdot 5.38 \cdot 10^3}{1 - 0.3} = 2.54 \cdot 10^3 \ \text{et} = 2.54 \ \text{ket}.$

Потери в первичной обмотке по (14) $p_{cr} = 0,2 \cdot 0,9 \cdot 2,2 \cdot 75000 \cdot 3 \cdot 10^6 \cdot 0,0235 \cdot 10^{-6} = 2100$ вт = 2.1 квт.

Потери в стенках канала по (18)

 $p_{\rm cr} = \frac{1, 1 \cdot 5, 38 \cdot 10^3 \cdot 1, 36 \cdot 10^6 \cdot 0, 002}{0, 3(1 - 0, 3) 4, 35 \cdot 10^6 \cdot 0, 01} = 1,76 \cdot 10^3 \ \text{et} = 1,76 \ \text{ket}.$

Гидравлические потери по (19)

 $p_{\rm r} = (1, 1-1) \cdot 5,38 \cdot 10^3 = 0,538 \cdot 10^3 \ \text{et} = 0,538 \ \text{ket}.$

Потери магнитные и добавочные ориентировочно

 $p_{\rm MF} + p_{\rm R} = 0,400 \cdot 10^3 \ \text{BT} = 0,400 \ \text{KBT}.$

Сумма потерь

 $p_{\Sigma} = 2100 + 2540 + 1760 + 538 + 400 = 7338 \text{ BT} = 7,338 \text{ KBT}$

Первичная активная мощность

 $P_1 = 5380 + 7338 = 12718 \ \text{BT} = 12,718 \ \text{KBT}.$

К. п. д.

$$\eta = \frac{P_2}{P_1} = \frac{5380}{12718} = 0,423.$$

Первичная реактивная мощность по (25)

$$Q_1 = \frac{\pi 1,25 \cdot 1,03 \cdot 1,18 \cdot 0,02 \cdot 1,1 \cdot 2,56 \cdot 10^5 \cdot 0,2}{4\pi 10^{-7} \cdot 0,3 \cdot 4,35 \cdot 10^6 \cdot 0,15 \cdot 0,470} = 46,6 \cdot 10^3 \ ea = 46,6 \ \kappa ea.$$

Полная первичная мощность

$$S_1 = \sqrt{12,718^2 + 46,6^2} = 48,4 \ \kappa Ba$$

Коэффициент мощности

$$\cos \varphi_1 = \frac{P_1}{S_1} = \frac{12,718}{48,4} = 0,263.$$

ЛИТЕРАТУРА

- А. И. Вольдек. Токи и усилия в слое жидкого металла плоских индукционных насосов. ИВУЗ Электромеханика, 1958, № 12.
 А. И. Вольдек. Магнитное поле индукторов линейных насосов. ИВУЗ Электромеханика, 1958, № 12.
 А. И. Вольдек, Х. И. Янес. Поперечный краевой эффект в пло-Таки.
- ском индукционном насосе с электропроводящим каналом. Труды таллинского политехнического института, серия А, № 197, 1962.
- 4. Х. И. Янес, Х. А. Таммемяги, А. В. Конт. Формуляр конт-рольного расчета плоского индукционного насоса, там же.
- 5. Х. И. Янес. Учет влияния вторичной системы в линейной плоской магнитодинамической машине, там же.



TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

ATTENDED ON IS HIS MARMADY HE

СЕРИЯ	A	Nº 214	1964
	Vale & the last of the second		the same and the

УДК 621. 318. 38

Х. И. Янес, Т. А. Веске

УЧЕТ ЯВЛЕНИЯ ВЫПУЧИВАНИЯ МАГНИТНОГО ПОЛЯ ИЗ НЕМАГНИТНОГО ЗАЗОРА ПЛОСКОГО ЛИНЕЙНОГО ДВУХСТОРОННЕГО ИНДУКТОРА

1. Постановка задачи

Как известно, магнитное поле в воздушном зазоре у краев индуктора уменьшается и в сравнении с однородной картиной поля заметно искажается. Объясняется это, во-первых, выпучиванием магнитных линий у краев индуктора и, во-вторых, тем, что часть магнитных линий замыкается через боковые поверхности индуктора. Из-за этого расчетные размеры немагнитного зазора изменяются по сравнению с его фактическими размерами, что в свою очередь усложняет решение задачи магнитных цепей.

В данном случае нас интересует влияние вышеуказанных явлений на распределение магнитного поля в немагнитном зазоре. Для выяснения характера этого влияния необходимо исследовать степень изменения магнитного поля и вопрос, на какое расстояние магнитное поле практически расширяется. Для этого необходимо определить относительную величину магнитной индукции в различных точках немагнитного зазора по сравнению с ее величиной в средней точке зазора, заменить реальную кривую распределения магнитного поля эквивалентной кривой прямоугольной формы и определить новые расчетные размеры зазора путем вычисления соответствующих коэффициентов.

Если при неизменяющемся во времени магнитном поле 1) длина и ширина индуктора велики по сравнению с толщиной воздушного зазора и 2) поверхности обеих половин индуктора имеют постоянные магнитные потенциалы, то магнитное поле в зазоре можно считать плоскопараллельной и решение получается при помощи конформных преобразований [1, 2].

2. Конформное отображение верхней полуплоскости w на плоскость немагнитного зазора z

Исходя из соображений симметрии, находим отображение только верхней половины немагнитного зазора [1].

Выбирая угловыми точками z_1 , z_2 и z_3 на плоскости z(фиг. 1), соответствующие точки на плоскости w будут: $w_1 = \pm \infty$; $w_2 = -1$; $w_3 = 0$ (фиг. 2). Учитывая далее, что $a_1 = -\frac{1}{2}$; $a_2 = \frac{3}{2}$; $a_3 = 0$, можно написать конформное отображение по формуле Шварца-Кристоффеля [1]:



Фиг. 1. Плоскость z со схематическим изображением магнитопровода и немагнитного зазора индукатора



Фиг. 2. Плоскость w

$$z = C \int_{w_0}^{\infty} \left[\prod_{k=1}^{n} \left(w - w_k \right)^{\alpha_{k-1}} \right] dw + C_1; \ w_k \neq \infty$$
(1)

или в конкретном случае

$$z = C \int_{w_0}^{\omega} (w+1)^{\frac{1}{2}} w^{-1} dw + C_1.$$
 (2)

Для определения пока неизвестных постоянных C и C_1 принимаем, что $w_0 = w_2 = -1$. Если $w = w_2$, $z = z_2 = j\frac{\delta}{2}$ и по формуле (2) $C_1 = j\frac{\delta}{2}$. Постоянная C определяется следующим образом: предполагаем, что точка на плоскости w движется на верхней полуплоскости по круговой траектории бесконечно малого радиуса вокруг точки $w_3 = 0$ ($w = re^{j\varphi}$), где φ изменяется от π до 0. При этом соответствующая точка на плоскости z приобретает приращение $\Delta z = -j\frac{\delta}{2}$. Подставляя в формулу (2) $w = re^{j\varphi}$ и вычисляя соответствующее приращение Δz при $r \rightarrow 0$, можно утверждать, что $C = \frac{\delta}{2\pi}$.

Определив постоянные С и С₁ формула конформного отображения плоскости w на плоскость z имеет вид:

$$z = \frac{\delta}{2\pi} \left(2\sqrt{\omega+1} + \ln \frac{1-\sqrt{\omega+1}}{\sqrt{\omega+1}+1} \right) + j\frac{\delta}{2}.$$
 (3)

Исходя из общей формулы (3) можно написать выражения, связывающие координаты плоскостей z и w для наиболее важных частных случаев.

a) Связь между координатами средней плоскости немагнитного зазора (плоскость z) и координатами плоскости w выражается:

$$x = \frac{\delta}{2\pi} \left(2\sqrt{u+1} + \ln \frac{\sqrt{u+1}-1}{\sqrt{u+1}+1} \right),$$
 (4)

где

u > 0.

б) Связь между координатами вертикальной поверхности индуктора (плоскость z) и координатами плоскости w выражается:

$$y = \frac{\delta}{\pi} \left(\sqrt{|u| - 1} + \operatorname{arctg} \frac{1}{\sqrt{|u| - 1}} \right), \quad (5)$$

= 0,

где

$$-\infty < u < -1.$$

X

в) Связь между координатами горизонтальной поверхности индуктора (плоскость z) и координатами плоскости w выражается:

$$x = \frac{\delta}{2\pi} \left(2\sqrt{u+1} + \ln\frac{1-\sqrt{u+1}}{1+\sqrt{u+1}} \right),$$
 (6)
$$y = \frac{\delta}{2},$$

где

3. Распределение магнитной индукции в зазоре

Так как эквипотенциальные поверхности, ограничивающие рассматриваемую часть немагнитного зазора (средняя плоскость зазора и поверхности верхней половины индуктора) плоскости z преобразуются на плоскости w в положительную и отрицательную части оси u плоскости w, то комплексное выражение вектора магнитной индукции на плоскости w имеет вид:

$$B_{\rm w} = \frac{|B_{\rm 0w}|}{|w|} e^{j\left(\varphi - \frac{\pi}{2}\right)},\tag{7}$$

где

|B_{0w}| — постоянная величина и

φ — аргумент в соответствующей точке w.

Вектор магнитной индукции в точке z, соответствующей точке w, с применением (3) и (7) выражается следующим образом:

$$B_{z} = B_{w}\left(\frac{\overline{dw}}{dz}\right) = \frac{|B_{0w}|}{|w|} e^{i\left(\varphi - \frac{\pi}{2}\right)} \cdot \frac{2\pi}{\delta} \left(\frac{\overline{w}}{\sqrt{w+1}}\right).$$
(8)

Черта над выражением означает, что взята сопряженная комплексная величина.

Для определения постоянной $|B_{0w}|$ рассмотрим магнитное поле на средней плоскости зазора, если $z \rightarrow -\infty$, где поле можно считать однородным и разным $|B_m|e^{-j\frac{\pi}{2}}$. Точке $z \rightarrow -\infty$ на оси *и* соответствует точка $w = u \rightarrow +0$, $\varphi = 0$. Из формулы (8) получим

$$|B_{\rm m}| e^{-j\frac{\pi}{2}} = \lim_{u \to 0} \frac{|B_{\rm 0w}|}{u} e^{-j\frac{\pi}{2}} \cdot \frac{2\pi}{\delta} \frac{u}{\sqrt{u+1}} = \frac{2\pi}{\delta} |B_{\rm 0w}| e^{-j\frac{\pi}{2}}$$

Таким образом $|B_{0w}| = \frac{\delta}{2\pi} |B_m|$. Выражение вектора магнитной индукции для точек немагнитного зазора через модуль магнитной индукции $|B_m|$ в точке зазора, где $z = -\infty$, равно:

$$B_{z} = \frac{|B_{\mathrm{m}}|}{|w|} e^{j\left(\varphi - \frac{\pi}{2}\right)} \cdot \left(\frac{w}{\sqrt{w+1}}\right).$$
(9)

В этой формуле связь между координатами w и z можно рассчитать по формуле (3) или, в наиболее важных частных случаях, по формулам (4), (5), (6).

4. Относительная величина магнитной индукции

Исходя из формулы (9), можно написать формулы для относительной величины магнитной индукции в зависимости от координат. Общее выражение имеет вид

$$\frac{|B_z|}{|B_m|} = \frac{1}{|\sqrt{w+1|}}.$$
 (10)

Связь между координатами z и w вычисляется по формуле (3).

Для наиболее важных частных случаев формула (10) приобретает вид:

а) Для средней плоскости немагнитного зазора

$$\frac{|B_{\rm z}|}{|B_{\rm m}|} = \frac{1}{\sqrt{u+1}},\tag{11}$$

где u > 0.

 $-\infty < u < -1$.

Связь между координатами и и х вычисляется по формуле (4).

б) Для вертикальной поверхности индуктора

$$\frac{|B_z|}{|B_m|} = \frac{1}{\sqrt{|u| - 1}},$$
(12)

где

Связь между координатами и и у вычисляется по формуле (5).

в) Для горизонтальной поверхности индуктора

$$\frac{|B_z|}{|B_m|} = \frac{1}{\sqrt{u+1}},$$
(13)

где

-1 < u < 0.

Связь между координатами и и х вычисляется по формуле (6).

5. Магнитные потоки

Выведем формулы для расчета магнитного потока средней плоскости немагнитного зазора. Расчетную длину индуктора (перпендикулярный размер к плоскости фигур) принимаем равной единице.

Уменьшение магнитного потока, обусловленное поперечным краевым эффектом (фиг. 3), равно:



Фиг. 3. К определению уменьшения магнитного потока



Фиг. 4. Схематическое распределение магнитного поля в поперечном сечении реального индуктора

$$\Delta \Phi = \int_{-\infty}^{\infty} (|B_{\rm m}| - |B_{\rm z}|) dx.$$
 (14)

Учитывая формулы (3) и (4), можем для уменьшения потока писать:

$$\Delta \Phi = |B_{\mathrm{m}}| \frac{\delta}{2\pi} \int_{0}^{\pi} \left(\frac{\sqrt{u+1}}{u} - \frac{1}{u} \right) du =$$
$$= |B_{\mathrm{m}}| \delta \left[\frac{x}{\delta} - \frac{\ln u}{2\pi} - \frac{1}{2\pi} \left(2 + \ln \frac{1}{4} \right) \right].$$

Если предполагать, что при x < -c $|B_z| \approx |B_m|$, где c — некоторая достаточно большая положительная величина (фиг. 3), то магнитный поток через среднюю плоскость немагнитного зазора в полосе шириной c + x и длиной, равной единице, равен:

$$\boldsymbol{\Phi} = |B_{\rm m}|(c+x) - \Delta \boldsymbol{\Phi} = |B_{\rm m}| \left\{ c + \delta \left[\frac{1}{2\pi} \ln u + \frac{1}{2\pi} \left(2 + \ln \frac{1}{4} \right) \right] \right\}.$$
(16)

Здесь и > 0 и связь между и и х выражается формулой (4).

6. Магнитное поле реального индуктора

Рассмотрим магнитное поле реального двухстороннего индуктора плоского линейного электромагнитного насоса.

Поперечное сечение индуктора, геометрические размеры и обозначения величин представлены на фиг. 4. Применим результаты предыдущего исследования для расчета магнитного потока средней плоскости при ширине l = 2c + 2x', если длина индуктора равна единице. С обмоткой индуктора в действительности сцепляется магнитный поток в пространстве шириной 2x' + 2c + 2x'. Лобовые части обмоток распределены на обеих сторонах индуктора по всей ширине 2x'. Расчетной шириной по рекомендации проф. А. И. Вольдека принимается вышеуказанное значение l (см. фиг. 4), которое является средней величиной от 2c до 2c + 4x'.

Подставив в формулу (16) величины, показанные на фиг. 4, магнитный поток в пространстве шириной *l* равен:

$$\Phi = |B_{\mathrm{m}}| \left\{ 2c + \delta \left[\frac{\ln u}{\pi} + \frac{1}{\pi} \left(2 + \ln \frac{1}{4} \right) \right] \right\} = |B_{\mathrm{m}}| \left(2c + \delta \beta \right), (17)$$

где

$$\beta = \frac{\ln u}{\pi} + \frac{1}{\pi} \left(2 + \ln \frac{1}{4} \right). \tag{18}$$

Ширина эквивалентной кривой магнитного поля прямоугольной формы (фиг. 4):

2 Насосы



Фиг. 5. Зависимость $\beta = f\left(\frac{x'}{\delta}\right)$: а) для $\frac{x'}{\delta} < 2,0, 6$) для $\frac{x'}{\delta} > 2,0$

$$2c_{\delta} = \frac{\Phi}{|B_{\rm m}|} = 2c + \delta\beta. \tag{19}$$

Так как по формуле (4)

$$\frac{x'}{\delta} = \frac{1}{2\pi} \left(2\sqrt{u+1} + \ln \frac{\sqrt{u+1}-1}{\sqrt{u+1}+1} \right),$$

где

u > 0,

то β можно представить как функцию от $\frac{x'}{4}$, т. е.

$$\beta = j\left(\frac{x'}{\delta}\right) \tag{20}$$

[3, 4, 5].

Кривая $\beta = f\left(\frac{x'}{\delta}\right)$ представлена на фиг. 5.

Рассмотрим случай, когда в немагнитном зазоре находится канал (фиг. 6) из парамагнитного материала, при котором с достаточной для практики точностью $\mu = \mu_0$. Рассчитаем магнитный поток через канал в полосе шириной 2а. В реальных конструкциях вылет канала x'' = a - c мал по сравнению с вылетом лобовой части обмотки, т. е. магнитный поток в пространстве шириной 2a сцепляется со всеми витками обмотки индуктора.



Фиг. 6. Схематическое поперечное сечение линейного плоского индукционного насоса с двухсторонним индуктором: 2*с* — ширина магнитопровода, 2*а* — ширина канала

Магнитный поток согласно (17)

$$\Phi = |B_{\rm m}| \left(2c + \delta\beta\right),$$

где

$$\beta = f\left(\frac{\mathbf{x}''}{\delta}\right). \tag{21}$$

Кривая $\beta = f\left(\frac{x''}{\delta}\right)$ представлена на фиг. 7 и дополняет кривую $\beta = f\left(\frac{x'}{\delta}\right)$ при малых и отрицательных значениях аргумента.

При расчетах электромагнитного насоса удобно ввести т. н. коэффициент средней индукции по ширине канала

$$K_{\delta}^{'''} = \frac{|B_{\rm m}|}{B_{\rm cp}} = \frac{|B_{\rm m}|}{\frac{1}{a} \int_{0}^{a} |B_{\rm z}| dx} = \frac{2a}{2c + \beta\delta} , \qquad (22)$$

где

2*

$$\beta = f\left(\frac{x''}{\delta}\right).$$

В частном случае, когда ширина канала равняется ширине индуктора (2a = 2c; x'' = 0), имеем

$$K_{\delta}^{'''} = \frac{1}{1 - 0,066 \frac{\delta}{2c}}.$$
 (23)



Фиг. 7. Зависимость
$$\beta = f\left(\frac{x''}{\delta}\right)$$

Эта формула была впервые выведена проф. А. И. Вольде-ком.

Распределение магнитной индукции в немагнитном зазоре можно вычислить по формулам (10), (11), (12) и (13), учитывая формулы (3), (4), (5) и (6).

При переменных магнитных полях, строго говоря, результаты приведенные выше, не имеют места. Но, несмотря на существенные оговорки, можно в первом приближении применить эти результаты и в данном случае.

На фиг. 8 показана кривая распределения магнитной индукции в средней плоскости между магнитопроводами индуктора при $\frac{c}{\delta} = 2$, рассчитанная при помощи формул (11) и



Фиг. 8. Распределение магнитной индукции в средней плоскости между магнитопроводами:

Сплошная линия — расчетная. Кружки — экспериментальные результаты

(4). На кривую нанесены и экспериментальные точки (обведены кружками), полученные при испытании трехфазного линейного индукционного насоса ЭМН-5 ($2c = 140 \text{ мм}; \delta = 35 \text{ мм}$). При сравнении теоретических и экспериментальных данных выясняется, что их расхождение будет существен-

ным при относительно больших значениях $\frac{x'}{\delta}$, $(\frac{x'}{\delta} > 2)$.

Применение вышеприведенного метода при расчете трехфазных насосов дает удовлетворительные результаты.

ЛИТЕРАТУРА

- М. А. Лаврентьев и Б. В. Шабат. Методы теории функций комплексного переменного. Государственное издательство физико-математической литературы, 1958.
- 2. Г. Бухгольц. Расчет электрических и магнитных полей. Издательство иностранной литературы, 1961.
- Р. Рихтер. Электрические машины, т. 1. Объединенное научно-техническое издательство НКТП СССР. Главная редакция энергетической литературы, 1935.



ТАLLINNA POLUTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 214

1964

УДК 621. 318. 38

Х. И. Янес, А. В. Конт

КОМБИНИРОВАННЫЙ РАСЧЕТ ГЛАВНЫХ ИНДУКТИВ-НОСТЕЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ МАШИНЫ С РАЗОМКНУ-ТЫМ МАГНИТОПРОВОДОМ

Целью настоящей работы является совершенствование методики расчета главных индуктивностей индукционного насоса [1] для получения результатов с меньшей трудоемкостью.

1. Введение

Взаимная индуктивность двух катушек линейного индукционного насоса или электрической машины с разомкнутым магнитопроводом (фиг. 1) выражается [1] формулой:

$$M = \pm w_1 w_2 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(k_{12} - k_1 k_2 \frac{t_3}{l} \right).$$
 (1)



Фиг. 1. Схематическое расположение сторон катушек

Здесь:

w1 н w2 — числа витков в катушках,

b — ширина магнитопровода,

- l длина магнитопровода,
- б ширина воздушного зазора,

t3 — длина зубцового шага,

- k₁ и k₂ относительные ширины катушек на базе зубцового шага t₃,
 - k₁₂ относительная ширина перекрывающейся части катушек,
 - μ₀ магнитная постоянная.

Здесь «+» соответствует случаю, когда направления расчетных токов совпадают в обеих катушках (фиг. 1) и «--» при несовпадении их.

Индуктивность одной катушки получим, если в (1) приравниваем $w_1 = w_2$ и $k_{12} = k_1 = k_2$, так как индуктивность представляет из себя в сущности взаимную индуктивность катушки с самой собой.

В реальной машине следует вместо действительной ширины b пользоваться эквивалентной шириной индуктора $2c_{\delta}$, которая может быть определена методом конформного преобразования [2], и учитывать увеличение толщины немагнитного зазора δ из-за зубчатости пакетов коэффициентом Картера k'_{δ} . Увеличение эквивалентной длины вследствие выпучивания магнитных линий у концов магнитопровода мало.

2. Определение индуктивностей и взаимных индуктивностей фаз в общем случае

Индуктивности и взаимные индуктивности фазных обмоток определяются путем суммирования индуктивностей и взаимных индуктивностей отдельных катушек. Взаимная индуктивность двух обмоток, из которых одна имеет *n* катушек и другая *m* катушек при *w* витков в катушке выражается формулой

$$M = \sum_{i=1}^{n} \sum_{k=1}^{m} \pm w^2 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(k_{ik} - k_i k_k \frac{t_3}{l} \right).$$
(2)

При использовании обозначений

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{k=1}^{m} \pm k_{ik} = S_1,$$

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{k=1}^{m} \pm k_i k_k = S_2$$
(3)

выражение (2) приобретает вид

$$M = w^2 \frac{\mu_0 b t_3}{\delta} \left(S_1 - S_2 \frac{t_3}{l} \right).$$

Каждое слагаемое суммы S_1 представляет собой ширину перекрывающейся части катушек *i* и *k*, а каждое слагаемое суммы S_2 — произведение ширин катушек *i* и *k*. Ширины катушек и перекрывающихся частей выражены относительными величинами на базе зубцового шага t_3 . Знак следует приписать в соответствии с расчетными направлениями токов в катушках.

Выражение (4) пригодно также для определения индуктивностей обмоток. При этом согласно (3) n = m, так как имеются в виду катушки одной и той же обмотки.

Для определения суммы S_1 в общем случае целесообразно составить таблицу. Имея две обмотки: A - c n катушками и B - c m катушками получим таблицу с n столбцами и mстроками (табл. 1). На пересечении *i*-того столбца с k-той строкой имеем ширину перекрывающейся части соответствующих катушек с учетом знака.

Таблица 1.

(4)

k_{A1B1} k_{A2B1} k_{A1B2} k_{A2B2}

Сумму S₁ получим алгебраическим суммированием всех величин таблицы.

Для определения суммы S₂ рассматриваем относительные ширины катушек алгебраическими величинами, знак которых определяется следующим правилом:

Зададим положительные направления токов в катушках A - X, B - Y, C - Z. Начиная от одного конца магнитопровода наблюдаем, какими являются расчетные направления токов впервые встречаемых сторон катушек. Все катушки всех обмоток, впервые встреченные стороны которых имеют

условленные положительные расчетные направления токов, имеют ширину со знаком «+», а в противоположном случае — ширину со знаком «-».

Имея вышеуказанные обмотки A и B, сумма S₂ взаимной индуктивности согласно формуле (3) будет иметь вид

$$S_{2\text{MAB}} = \sum_{i=1}^{n} k_{\text{Ai}} \sum_{k=1}^{m} k_{\text{Bk}}, \qquad (5)$$

Сумма S₂ взаимной индуктивности двух обмоток равняется произведению алгебраических сумм относительных ширин соответствующих обмоток.

Аналогично для сумм S₂ индуктивностей получим формулы:

$$S_{2LA} = (\sum_{i=1}^{n} k_{Ai})^{2},$$

$$S_{2LB} = (\sum_{k=1}^{m} k_{Bk})^{2}.$$
(6)

В обыкновенных электрических машинах все или большинство катушек расположены по известным законам, которые определены при диаметральных обмотках величинами pи q. Согласно этому при определении сумм S_1 и S_2 для равномерной части обмоток можно вместо таблиц и формул (5) и (6) использовать каждому типу обмоток соответствующие формулы. Суммы S_1 и S_2 для неравномерной части определяются по изложенной выше общей методике. Результаты следует потом суммировать.



Фиг. 2. Обозначения индуктивностей и взаимных индуктивностей фаз

Часто при разомкнутом магнитопроводе две обмотки (1 и 2 на фиг. 2) расположены симметрично одна к одному и другая к другому концу, а третья обмотка симметрична относительно центра магнитопровода.

В этом случае, как известно, имеется равенство двух индуктивностей и двух взаимных индуктивностей.

Пользуясь вышеуказанной методикой, выведены формулы для индуктивностей и взаимных индуктивностей однослойной обмотки. Результаты совпадают с полученными ранее результатами [1]:

$$L'_{0} = L_{0} = pqw^{2} \frac{\mu_{0}bt_{3}}{\delta} \left[\frac{1}{3} \left(8q^{2} + 1 \right) - 9pq^{3} \frac{t_{3}}{l} \right],$$

$$M'_{0} = pq^{3}w^{2} \frac{\mu_{0}bt_{3}}{\delta} \left(1 - 9pq \frac{t_{3}}{l} \right),$$

$$M_{0} = -pq^{3}w^{2} \frac{\mu_{0}bt_{3}}{\delta} \left(2 - 9pq \frac{t_{3}}{l} \right).$$
(7)

3. Определение индуктивностей и взаимных индуктивностей при двухслойной обмотке

Расчет индуктивностей и взаимных индуктивностей двухслойной диаметральной обмотки является более сложным, так как последняя является равномерной только в средней части на протяжении длины $2p\tau$. На фиг. 3,*а* изображена



Фиг. З. Двухслойная обмотка индуктора:

а — схема, б — катушки фазы А — Х. в — активные и корригирующие части фазы А — Х. г — схема отображения концевых сторон корригирующих катушек двухслойная диаметральная обмотка элементарной машины при q = 2 с использованием одного из возможных вариантов выполнения корригирующей части.

При равенстве двух индуктивностей и двух взаимных индуктивностей (фиг. 2) обмотка является определенной, если даны *p*, *q* и расположение корригирующей части одного конца обмотки. Корригирующая часть другого конца получается отражением относительного центра обмотки сторон катушек в показанном на фиг. 3,*г* порядке.

Имея в виду, что индуктивность обмотки не зависит от того, каким образом соединены между собой стороны катушек, предполагаем, что каждая обмотка состоит из двух частей, одна из которых включает всю равномерную область и другая — всю неравномерную область обмотки. Для индуктивностей первой части можно вывести формулы, а индуктивности второй части следует определять по общей методике в зависимости от конкретного расположения сторон катушек корригирующей части. Равномерная часть образуется активной длиной обмотки и предполагается, что продолжающиеся вне активной зоны катушки на одном конце прерываются перед переходом в коррегирующую часть и продолжаются с другого конца от начала равномерной части, как это и имеет место в обычных электрических машинах с цилиндрическим магнитопроводом. Неравномерная часть образуется из обмотки вне активной зоны, предполагая, что прерывающиеся перед началом активной длины катушки на одном конце обмотки продолжаются с другого конца с начала корригирующей части. Для фазы А равномерная и неравномерная части выделены на фиг. З.в.

Обозначая суммы S_1 индуктивности равномерной части обмоток через S_{1LO} и неравномерных частей через S_{1LK} и S'_{1LK} , а также суммы S_2 неравномерных частей соответственно через S_{2LK} и S'_{2LK} , получим:

$$S_{1L} = S_{1LO} + S_{1LK}, S'_{1L} = S_{1LO} + S'_{1LK}, S_{2L} = S_{2LK}, S'_{2L} = S'_{2LK},$$
(8)

так как согласно фиг. 3, $S_{2LO} = S'_{2LO} = 0$.

Для сумм взаимных индуктивностей действительны аналогичные формулы.

После промежуточных преобразований получим для индуктивностей и взаимных индуктивностей двухслойной диаметральной обмотки следующие результаты:

$$L = w^{2} \frac{\mu_{0}bt_{3}}{\delta} \left[\frac{2}{3} pq(7q^{2}+2) + S_{1LK} - \left| \sum_{i=1}^{q} k_{ki} \right|^{2} \frac{t_{3}}{l} \right],$$

$$L' = w^{2} \frac{\mu_{0}bt_{3}}{\delta} \left[\frac{2}{3} pq(7q^{2}+2) + S'_{1LK} - \left| \sum_{i=1}^{q} k'_{ki} \right|^{2} \frac{t_{3}}{l} \right], \quad (9)$$

$$M' = w^{2} \frac{\mu_{0}bt_{3}}{\delta} \left[-2pq^{3} + S'_{1MK} - \left| \sum_{i=1}^{q} k_{ki} \right|^{2} \frac{t_{3}}{l} \right],$$

$$M = w^{2} \frac{\mu_{0}bt_{3}}{\delta} \left[-2pq^{3} + S_{1MK} + \left| \sum_{i=1}^{q} k_{ki} \right| \cdot \left| \sum_{i=1}^{q} k'_{ki} \right| \frac{t_{3}}{l} \right].$$

В формулах (9)

 $\left|\sum_{i=1}^{L} k_{ki}\right|$ и $\left|\sum_{i=1}^{L} k'_{ki}\right|$ — абсолютные величины

алгебраических сумм относительных ширин катушек неравномерных частей соответствующих фаз.

Аналогичные формулы можно вывести также и для двухслойных недиаметральных обмоток, но структура их является более сложной. В конкретных случаях рекомендуется пользоваться общим методом расчета. Ниже приводятся примеры расчета индуктивностей и взаимных индуктивностей насоса ЭМН-7 по изложенной методике.

4. Индуктивности насоса ЭМН-7

а. Обмотка насоса ЭМН-7 в рабочем соединении (фиг. 4,а)

Индуктивности этой обмотки можно определить по формулам (9). Неравномерная часть обмотки изображена на фиг. 4,6. Соответствующие суммы S₁ выражаются следующим образом:

a) YXC AAZZBBXXCCYY AAZZBBXXCCYY ZBA YXC AAZZBBXXCCYY AAZZBBXXCCYY ZBA



Фиг. 4. Рабочее соединение обмотки насоса ЭМН-7: а — схема, б — концевые части корригирующих катушек

Для определения суммы S₂ находим:

δ)

 $\begin{vmatrix} k_{A1} + k_{A2} \end{vmatrix} = 4 + 4 = 8, \\ \begin{vmatrix} k_{C1} + k_{C2} \end{vmatrix} = 1 + 1 = 2.$

Имея в виду, что $w = \frac{s_n}{2}$, получим для индуктивностей этой обмотки при двухстороннем индукторе следующие формулы:

$$L_{A} = L_{B} = \frac{\mu_{0}bt_{3}s_{n}^{2}}{\delta} \left[\frac{2}{3} 2 \cdot 2(7 \cdot 2^{2} + 2) + 16 - 8^{2} \frac{t_{3}}{l} \right] = \frac{\mu_{0}bt_{3}s_{n}^{2}}{\delta} \left(96 - 64 \frac{t_{3}}{l} \right),$$

$$L_{C} = \frac{\mu_{0}bt_{3}s_{n}^{2}}{\delta} \left(80 + 4 - 2^{2} \frac{t_{3}}{l} \right) = \frac{\mu_{0}bt_{3}s_{n}^{2}}{\delta} \left(84 - 4 \frac{t_{3}}{l} \right),$$

$$M_{BC} = M_{CA} = \frac{\mu_{0}bt_{3}s_{n}^{2}}{\delta} \left(-2 \cdot 2 \cdot 2^{3} - 4 + 8 \cdot 2 \frac{t_{3}}{l} \right) = (10)$$

$$= \frac{\mu_{0}bt_{3}s_{n}^{2}}{\delta} \left(-36 + 16 \frac{t_{3}}{l} \right),$$

$$T_{AB} = \frac{\mu_{0}bt_{3}s_{n}^{2}}{\delta} \left(-32 + 12 - 64 \frac{t_{3}}{l} \right) = \frac{\mu_{0}bt_{3}s_{n}^{2}}{\delta} \left(-20 - 64 \frac{t_{3}}{l} \right).$$

6. Обмотка насоса ЭМН-7 в подогревательном соединении (фиг. 5,а)

Пользуясь общей методикой расчета составим таблицы для определения S_1 всех трех фаз и всех трех взаимных индуктивностей, так как отсутствует симметрия двух фаз фиг. 2.

M

As A5 A Ag A10 A A3 An A, As A. 2 2 A2 2 3 × A3 6 × 5 5 6 A4 X × 6 As 5 S1A = 104, 5 6 AG X A7 X 6 5 A. 5 6 X Ag 8 X 7 A10 7 7 B4 B₃ B7 B, B2 Bs Bs B₈ Bg B40 × B, 8 7 B2 7 7 B₃ × 6 5 B4 5 6 X Bs 6 X S18=104, 5 Be 5 6 X B7 × 6 5 B₈ 5 6 X Bg X 3 2 B10 2 2

C4 C5 C8 C7 C8 C9 C10 C, C2 C3 3 3 C, 3 Cz 4 X C3 6 5 X 5 C4 6 × 6 S4c = 92, Cs X 5 5 CG 6 X X 6 C7 5 Ca 5 6 X Cg × 4 3 CIO 3 3 Ag As A7 A Az A, AG As As A 10 B, -2 -3 X 4 B2 -2 -3 * 3 В, -3 -2 × 3 -2 B4 -1 -5 4 -2 85 S1AB = -44, -3 ¥ X Be -1 -2 X * 8, -2 -3 1 -3 -1 B, -2 × -4 Bg -3 -3 Bro -2 -2

-32

Az Az Az Az Az Az A, As Ag An X 2 * * C. XX C, 3 -2 × -5 -2 C, -1 23 × -3 C4 -2 × X -2 -1 SICA =-28, Cs Ce XX -3 -2 4 -5 -2 -1 C7 3 - - 2 Ca XX Cg XoX Cro B, B2 B3 B4 Be Bs By Ba Bg Bro X -32 C, C2 × × C, -3 -2 XX C4 × + × X -2 S_{1BC} =-36. Cs -3 24 23 --2 * * Co -2 -3 X C7 X -2 X Ca -1 X -2 -3 Cg -2 -1 -1 -2 -2 -1 C10

Фиг. 5. Подогревательное соединение обмотки ЭМН-7: $a - cxema, \ \delta - \phi$ аза $A - X, \ e - \phi$ аза $B - Y, \ e - \phi$ аза C - Z.

Все S_2 определим по фиг. 5 согласно принципу (5) и (6). $S_{2A} = (-2 - 3 + 4 \cdot 6 - 2 \cdot 6 - 8 - 7)^2 = 64,$ $S_{2B} = (8 + 7 - 4 \cdot 6 + 2 \cdot 6 + 3 + 2)^2 = 64,$ $S_{2C} = (-3 - 4 - 2 \cdot 6 + 4 \cdot 6 - 4 - 3)^2 = 4,$ $S_{2AB} = -64, S_{2CA} = 16, S_{2BC} = -16.$

При двухстороннием индукторе согласно (4) получим:

$$L_{A} = L_{B} = \frac{\mu_{0}bt_{3}s_{n}^{2}}{\delta} \left(104 - 64 \frac{t_{3}}{l} \right),$$

$$L_{C} = \frac{\mu_{0}bt_{3}s_{n}^{2}}{\delta} \left(92 - 4 \frac{t_{3}}{l} \right),$$

$$M_{AB} = \frac{\mu_{0}bt_{3}s_{n}^{2}}{\delta} \left(-44 + 64 \frac{t_{3}}{l} \right),$$

$$M_{BC} = \frac{\mu_{0}bt_{3}s_{n}^{2}}{\delta} \left(-36 + 16 \frac{t_{3}}{l} \right),$$

$$M_{CA} = \frac{\mu_{0}bt_{3}s_{n}^{2}}{\delta} \left(-28 - 16 \frac{t_{3}}{l} \right).$$
(11)

Результаты расчетов по настоящей методике совпадают с результатами расчетов прямым суммированием [1].
5. Сопоставление с экспериментом

Совпадения рассчитанных взаимных индуктивностей с экспериментальными при насосе ЭМН-7 иллюстрирует таблица 2.

Таблица 2

Соелицение	Взаимная	Резуль	Относительная		
обмоток	индуктив- ность	расчетн.	эксперим.	расчета, %	
CALL NO.	M _{AB}	-6,9	- 6,9	0	
рабочее	M _{BC}	-11,1	—12,0	-7,5	
	M _{CA}	—11,1	-12,2	9,0	
подогреватель- ное	MAR	—13,1	-13,4	-2,2	
	M _{BC}	-11,1	-10,9	1,8	
	M _{CA}	-8,9	-8,5	4,7	

Расхождения обусловлены невозможностью точно определить экспериментальным путем чистые взаимные индуктивности активной части обмотки. Отсутствует методика разделения индуктивности лобового рассеяния на собственные и взаимные части.

При определении экспериментального материала в таблице 2 полагалось, что взаимная индуктивность лобового рассеяния между фазами равняется нулю. Этим абсолютные величины взаимных индуктивностей в рабочем режиме несколько увеличивались.

По вышеуказанной причине невозможно сопоставление данных эксперимента и расчета собственных индуктивностей.

Из данных таблицы 2 можно сделать вывод, что настоящий метод расчета дает результаты, совпадающие действительностью с точностью до 9%.

3*

ЛИТЕРАТУРА

- Х. И. Янес. Главные индуктивности электрической машины с разомкнутым магнитопроводом. Исследование и проектирование индукционных насосов для транспорта жидких металлов. Сборник трудов І. Труды Таллинского политехническогого института, серия А, № 197, Таллин, 1962.
 Х. И. Янес, Т. А. Веске. Учет явления выпучивания магнитного
- Х. И. Янес, Т. А. Веске. Учет явления выпучивания магнитного поля из немагнитного зазора плоского линейного двухстороннего индуктора. См. наст. сборник, стр. 11.

TALLINNA POLUTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А № 214 1964

УДК 621. 318. 38

Х. И. Янес, А. В. Конт

НЕСИММЕТРИЯ ФАЗ И РОЛЬ СОСТАВЛЯЮЩИХ ОБРАТНОЙ И НУЛЕВОЙ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЕЙ В ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ МАШИНЕ С РАЗОМКНУТЫМ МАГНИТОПРОВОДОМ

Как выясняется по [2], все типы обмоток электрических машин с разомкнутым магнитопроводом обладают несимметрией. Ниже излагаются результаты анализа несимметрии режимов индукционного насоса применением метода симметричных составляющих [1]; этот метод позволяет оценить степень несимметрии при выборе схемы обмотки.

Активным сопротивлением обмоток обычно пренебрегают (r=0). Характер несимметрии принимается аналогично [2], т. е. имеется две одинаковые фазные индуктивности (L) и одна отличающаяся от них (L'), а также имеется две одинаковые взаимные индуктивности фаз (M) и одна отличающаяся (M').

Исходя из общеизвестных формул для симметричных составляющих трехфазной несимметричной системы [1]

$$A_0^* = \frac{A_0}{A_1} = \left| \frac{\mathbf{A} + \mathbf{B} + \mathbf{C}}{\mathbf{A} + a\mathbf{B} + a^2\mathbf{C}} \right|,$$
$$A_2^* = \frac{A_2}{A_1} = \left| \frac{\mathbf{A} + a^2\mathbf{B} + a\mathbf{C}}{\mathbf{A} + a\mathbf{B} + a^2\mathbf{C}} \right|,$$

получим после промежуточных преобразований для наиболее частых случаев нижеприведенные результаты.

1. Для напряжений при питании насоса [2, фиг. 2] трехфазной симметричной системой фазных токов:

а) для линейных напряжений в любом соединении обмоток (звезда с нулевым проводом и без него, треугольник) составляющая нулевой последовательности

$$U_{o,n}^* = 0, \tag{1}$$

б) для фазных напряжений в любом соединении обмоток, кроме треугольника, составляющая нулевой последовательности

$$U_{o\phi}^{*} = \frac{U_{o\phi}}{U_{1\phi}} = \frac{L' + M - L - M'}{L' - 2M + 2L - M'},$$
(2)

при треугольнике, разумеется, $U_{o\phi}^* = U_{o\pi}^* = 0$,

 в) для фазных и линейных напряжений в любом соединении обмоток составляющая обратной последовательности

$$U_{2}^{*} = \frac{U_{2}}{U_{1}} = \frac{L' - 2M - L + 2M'}{L' - 2M + 2L - M'}.$$
 (3)

2. Для токов при питании насоса трехфазной симметричной системой линейных напряжений, если обмотки в звезде без нулевого провода, составляющая обратной последовательности

$$I_{2\lambda}^{\prime *} = \frac{I_{2}^{\prime}}{I_{1}^{\prime}} \lambda = U_{2}^{*}.$$
 (4)

3. Для токов при питании насоса трехфазной симметричной системой фазных напряжений:

а) для линейных токов в любом соединении обмоток, кроме звезды с нулевым проводом, составляющая нулевой последовательности

$$I_{on}^{*} = 0,$$
 (5)

 б) для фазных токов в любом соединении обмоток, кроме звезды без нулевого провода, составляющая нулевой последовательности

$$I_{0\phi}^{*} = \frac{I_{0\phi}}{I_{1\phi}} = \frac{L(L' - L + M) - M'(L' - M' + M)}{L[2(M + L') + L] - M'(M' - L' + 2M) - 3M^{2}},$$
 (6)

при звезде без нулевого провода $I_{0\phi}^* = I_{0\pi}^* = 0$,

в) для фазных и линейных токов в любом соединении обмоток составляющая обратной последовательности

$$I_2^* = \frac{I_2}{I_1} = \frac{L(L' - L - 2M) + M'[2(M + L') + M'] - 3M^2}{L[2(M + L') + L] - M'(M' - L' + 2M) - 3M^2}.$$
 (7)

Если в формулы главных индуктивностей однослойной обмотки [2] подставить $l = 6 pq t_3$, то $L_0 = L'_0$ и $M_0 = M'_0$, а следовательно индуктивности такой обмотки несимметрии не вызывают. Однако это рассуждение оказывается только теоретическим, так как благодаря шунтирующему действию концов магнитопровода эффективная длина магнитопровода всегда больше фактической длины пакета железа. Это приводит к несимметрии даже в упомянутом случае.

Основное применение в индукционных машинах с разомкнутым магнитопроводом находит двухслойная диаметральная корригированная обмотка. Как выясняется по [2], причи-

	1*. 00	2	15,60	12,21	13,22	9,88	13,45	6,85	8,53	8,41	5,03	7,33	3,89
	T* 0	2,00	3,68	3,83	20,05	21,30	20,36	21,92	37,66	37,83	39,23	32,80	34,02
	$U^{*}_{2} = I^{1*}_{3,i}, \%$		15,62	12,24	13,90	10,56	14,29	7,69	11,22	11,52	8,16	10,85	7,43
	U* ₀₄ , %		0,783	0,761	3,30	3,21	4,08	3,85	7,14	8,22	1,97	10,72	10,39
	1	S2	16	16	25	25	36	36	36	.49	49	64	64
	W	S1	-10	-12	-10	-12	8	-12	×	9-	8	2	-4
		S ₂	- 40	-40	40	- 40	-36	-36	36	28	28	-16	-16
		S1	24	-24	-25	-25	-24	-24	-24	-23	23	-20	-20
		S ₂	100	100	64	64	36	36	36	16	16	4	4
	7	S1	60	60	54	54	52	52	48	46	46	44	44
	- 31	S2	16	16	25	25	36	36	36	46	49	64	64
「日本の	1 88 1	S1	46	48	47	49	48	52	50	51	53 .	54	56
and the second s	Выполнение	корригирующеи части	CYY AAZZ	CXY CXY	CYY XCX	CCY XXY	YCY	XCY XCY	CYY XXC	YCY XXC	XCC	Y Y C X X C	YXC
	NeNe	п/п	1	2	m	4	Q	9	2	80	6	10	11

39

Таблица 1

ной несимметрии этой обмот ки является корригирующая часть, при этом влияние последней тем ничтожнее, чем больше число пар полюсов в активной части.

При заданном *р* можно достичь наименьшей несимметрии оптимальным расположением крайних сторон корригирующих катушек.

В таблице 1 приведены все возможные варианты выполнения корригирующей части при q = 2, которые имеют отличающиеся друг от друга индуктивности (11 шт.).

Рассчитаны суммы индуктивностей S_1 и S_2 [2], соответствующие элементарной машине (p = 1), так как в этом случае несимметрия выражается в самой высокой степени, и определена согласно формулам (2), (3), (4), (6) и (7) содержание составляющих обратной и нулевой последовательностей.

Расчеты произведены при $l = (6pq + 3q)t_3 = 18t_3$.

Из табл. 1 видно, что наилучшими являются варианты 6 и 11. Исходя из соображений удобства намотки, для выполнения корригирующей части насоса ЭМН-7, например, выбран вариант 11.

В табл. 2 даны для сопоставления те же величины вариантов 1 и 9, что и в таблице 1, при p = 1 и p = 2. По варианту 1 выполнена корригирующая часть насоса ЭМН-6, по варианту 9 — насоса ЭМН-5.

1* 0	e 6 v	15,6 9,55	5,03 3,78
1* 0	۰ du *	3,68	39,2 27,3
11*	0 2 4 24,70	15,6 9,55	8,16 5,13
11% of	% O\$	0,783 0,253	7,97 4,96
	S2	16	49
W	S1	-10 -26	
	S ₂	40	28
N	S1	24 40	- 23
	S ₂	100	16 16
7	S1	60 100	46 86
	S2	16	49
1	S1	46 86	53 93
число пар- полюсов р		1 2	1 2
HIH	Варна	1	6

Таблица З

Варианты и обоз- начения относи-		Результ	Абсолютная		
тричи	ных симме- ных состав- іяющих	расчетные	экспери- мент.	расчета, %	
	U*2	9,55	8,88	0,67	
	U*00	0,253	0,508	0,255	
1	I'*22	9,55	9,26	0,29	
	I*2	9,55	9,38	0,17	
	.I* _{0ф}	1,42	1,17	0,25	
	I'*22	5,13	5,60	-0,47	
9	I*2	3,78	2,84	0,94	
	I* _{0ф}	27,29	14,15	13,14	
11	I'*22	4,61	3,69	0,92	

В табл. З сопоставлены расчетные и экспериментальные результаты при p = 2 для вариантов 1, 9 и 11. Экспериментальные результаты определены графически из данных непосредственных измерений.

Главными причинами расхождения расчетных и экспериментальных данных являются пренебрежение при расчетах индуктивным рассеянием и активными сопротивлениями, а также сложный путь определения экспериментальных результатов, что влияет на точность последних. Тем не менее сопоставление экспериментальных и расчетных результатов показывает хорошее совпадение. Электромагнитный насос ЭМН-7 (вар. 11), который выполнен по схеме с наименьшей несимметрией, имеет обратную составляющую тока более двух раз меньшую, чем ЭМН-6 (вар. 1).

ЛИТЕРАТУРА

 Л. Р. Нейман и. П. Л. Калантаров. Теоретические основы электротехники. Госэнергоиздат, 1959.
 Х. И. Янес, А. В. Конт. Комбинированный расчет главных индук-

 Х. И. Янес, А. В. Конт. Комбинированный расчет главных индуктивностей электрической машины с разомкнутым магнитопроводом. См. наст. сборник, стр. 23.



TALLINNA POLUTEHNILISE INSTITUUDI TÕIMETISED ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 214

1964

УДК 621. 318. 38

В. И. Межбурд

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ СКОРОСТИ ЖИДКОГО МЕТАЛЛА В КОЛЬЦЕВОМ КАНАЛЕ ПРЯМОУГОЛЬНОГО СЕЧЕНИЯ.

Во всей обширной литературе по электромагнитным насосам и прикладной магнитогидродинамике лишь в одной работе [1] приводится решение основного уравнения магнитогидродинамики для канала винтового (спирального) насоса переменного тока. По существу, в упомянутой работе приводится решение для одного витка канала, бесконечного в аксиальном (вдоль оси z) направлении, что может быть приемлемо, например, для рассмотрения процессов в униполярных преобразователях с жидкометаллическим ротором, аксиальная ширина которого значительно больше радиальной высоты.

В настоящей работе решено основное уравнение магнитной гидродинамики для витка винтового канала прямоугольного сечения конечных размеров в аксиальном и радиальном направлении с учетом соизмеримости сторон 2h и 2b (фиг. 1).



Фиг. 1

Задача решается при следующих упрощающих допущениях:

 — жидкий металл однороден и изотропен по плотности, по вязкости, по электрической проводимости и магнитной проницаемости

 $\rho_{\rm m} = {\rm const}, \ \nu_{\rm m} = {\rm const}, \ \gamma = {\rm const}, \ \mu = \mu_0 = {\rm const};$

— рассматривается движение проводящей жидкости в одном кольцевом витке, т. е. полагается, что угол ψ подъема винтовой линии настолько мал, что им можно пренебречь. Это допущение оправдывается в большинстве практических случаев для насосов постоянного тока, у которых угол наклона винтовой линии оси сечения определяется как

$$\psi = \operatorname{arctg} \frac{t}{2\pi R_{\rm cp}} \,, \tag{1}$$

где t — шаг винта, равный $t = 2b + b_{cr}$,

b_{ст} — толщина винтовой стенки между витками жидкого металла.

В работах [2, 3, 4] показано, что при использовании реальных ферромагнитных материалов для внутренних сердечников насосов

$$b \ll \pi R_{\rm cp}$$
, (2)

что и дает возможность пренебречь углом ψ ;

— режим движения принимается ламинарным. Как показано в [5, 6], в винтовых каналах турбулизация потока наступает при значительно бо́льших значениях чисел Рейнольдса, чем в линейных. Учитывая также, что подобная задача решается впервые, ограничимся допущением ламинарности потока;

— магнитная индукция имеет одну составляющую $B_{\rm R} = {\rm const.}$

Влияние магнитного поля реакции якоря B_{Θ} и сил инерции на распределение скорости учтено условием гидравлического оптимума канала [7]. (Заметим, что в работе И. А. Тютина влияние центробежных сил инерции вовсе не учитывалось, что вряд ли допустимо при исследовании движения жидкости в изогнутых каналах вообще.);

— влияние магнитного поля реакции якоря на радиальную составляющую магнитного поля $B_{\rm R}$ не учитывается, т. е. насос считается компенсированным *;

^{*} Компенсация в винтовых насосах осуществляется значительно проще, чем в линейных насосах.

 движение принимается стационарным и осесимметричным:

$$\frac{\partial v}{\partial \theta} = 0; \quad \frac{\partial v}{\partial t} = 0.$$
 (3)

Цилиндрические стенки канала (фиг. 1) непроводящи, т. е. для них выполняется условие $\frac{\partial \varphi}{\partial R} = 0$ для электрического потенциала.

В цилиндрических координатах R, Θ , z, учитывая наличие только тангенциальной составляющей скорости v_{Θ} , а также условие постоянства магнитной идукции в канале $(\frac{\partial B_R}{\partial z} = 0)$, основные уравнения магнитной гидродинамики можно записать в виде:

$$\frac{\partial^{2}\varphi}{\partial R^{2}} + \frac{1}{R} \frac{\partial\varphi}{\partial R} + \frac{\partial^{2}\varphi}{\partial z^{2}} = -\frac{\partial v\theta}{\partial z} B_{R},$$

$$\frac{\gamma}{\varrho_{M}} \left(\frac{\partial\varphi}{\partial z} B_{R} - V_{\theta} B_{R}^{2} \right) - \frac{1}{\varrho_{M}} \frac{\partial p}{R \partial \theta} + \nu \left(\frac{\partial^{2}v\theta}{\partial R^{2}} + \frac{1}{R} \frac{\partial v\theta}{\partial R} - \frac{v\theta}{R^{2}} + \frac{1}{\theta} \frac{\partial^{2}v\theta}{\partial z^{2}} \right) = 0.$$
(4)

Точное решение системы (4) невозможно в связи с наличием в первом уравнении члена $\frac{\partial v_{\theta}}{\partial z} B_{\rm R}$, а в уравнении Навье-Стокса — члена $\frac{\partial \varphi}{\partial z} B_{\rm R}$. Некоторые авторы [8] решают подобную систему для линейного насоса приближенным методом Галеркина-Ритца или методом наименьших квадратов. В других работах [1, 11, 13] предполагается наличие только одной осевой составляющей плотности тока

$$\delta_{z} = \gamma \left\{ -\frac{\partial \varphi}{\partial z} + \left[\overline{v} \cdot B \right]_{z} \right\}.$$
(5)

Для упрощения системы положим, что боковые стенки канала хорошо проводящие и что в канале также имеется только одна аксиальная составляющая плотности тока δ_z , имея в виду, что в кондукционном насосе этим не вносится большой погрешности при принятых прочих допущениях.

С учетом принятых допущений второе основное уравнение магнитогидродинамики запишется в виде

$$\frac{\gamma}{\varrho_{\rm M}} \left(\frac{u}{2b} B_{\rm R} - v_{\theta} B_{\rm R}^2 \right) - \frac{1}{\varrho_{\rm M}} \frac{\partial p}{R \partial \theta} + \\ + \nu \left(\frac{\partial^2 v_{\theta}}{\partial R^2} + \frac{1}{R} \frac{\partial v_{\theta}}{\partial R} - \frac{v_{\theta}}{R} + \frac{\partial^2 v_{\theta}}{\partial z^2} \right) = 0, \tag{6}$$

где *и* — напряжение, приложенное к витку жидкого металла; 2*в* — ширина канала.

Полагая распределение гидромеханического напора р однородным вдоль кольца жидкого металла, можно заменить

$$\frac{1}{\varrho_M} \frac{\partial \rho}{R \partial \Theta} = \frac{1}{\varrho_M} \frac{\rho}{2\pi R} \,. \tag{7}$$

Введем критерий Гартмана

$$M = B_{\rm R} h \left| \left| \frac{\gamma}{\eta} \right| \right|, \tag{8}$$

где η — динамическая вязкость металла. Обозначим

$$m_{\rm I} = \frac{M}{h} = B_{\rm R} \left[\sqrt{\frac{\gamma}{\eta}} \left[\frac{1}{M} \right] \right]. \tag{9}$$

Постоянную величину $\frac{u}{2b}B_{\rm R}$ обозначим через *L*. После замены переменных

$$\varrho = m_1 R
\xi = m_1 z$$
(10)

уравнение (6) в переменных о и & запишется в виде

$$\frac{\partial^2 v_{\theta}}{\partial \varrho^2} + \frac{1}{\varrho} \frac{\partial v_{\theta}}{\partial \varrho} - \left(\frac{1}{\varrho^2} + 1\right) v_{\theta} + \frac{\partial^2 v_{\theta}}{\partial \xi^2} = \frac{1}{m_1} \frac{p}{\eta 2\pi \varrho} - L. \quad (11)$$

Решение неоднородного уравнения (11) должно удовлетворять следующим краевым условиям:

$$v_{\theta} = 0$$
 при $e_1 = m_1 R_1$
 $g_2 = m_1 R_2$
 $\xi_1 = -m_1 b$
 $\xi_2 = +m_1 b$
(12)

Применяя метод Г. А. Гринберга [9], умножим уравнение (11) на функцию

$$\varphi(\xi) d\xi = \frac{1}{m_1 b} \cos \frac{(2n-1) \pi \xi}{2m_1 b} d\xi$$
, (13)

(n = 1, 2, 3...), обращающуюся в нуль на границах — ξ_1 и ξ_2 и интегрируем полученное уравнение в пределах от ξ_1 до ξ_2 .

Введем обозначение

$$v_{k} = \frac{1}{m_{1}b} \int_{-m_{1}b}^{m_{1}b} v_{\theta} \cos \frac{(2n-1)\pi}{2m_{1}b} d\xi$$
(14)

и обозначим

$$x = \frac{(2n-1).\pi}{2m_1 b} \,. \tag{15}$$

После двойного интегрирования уравнения (11) с учетом (14) и (15) для v_k получается следующее дифференциальное уравнение

$$\frac{\partial^2 v_k}{\partial \varrho^2} + \frac{1}{\varrho} \frac{\partial v_k}{\partial \varrho} - \left(\frac{1}{\varrho^2} + 1 + \lambda^2\right) v_k = \frac{4(-1)^{n+1}}{(2n-1)\pi} \left(\frac{p}{m_1 \eta 2\pi \varrho} - \frac{L}{\varrho}\right),$$
(16)

причем

$$L = \frac{1}{m_1} \frac{p_{\kappa_3}}{2\pi\eta} \,, \tag{17}$$

тде *p*_{кз} — статический электромагнитный напор при нулевой скорости металла и постоянном напряжении, приложенном к витку металла.

Введя еще обозначение

$$a^2 = 1 + \lambda^2 \tag{18}$$

и новую переменную »,

$$\varkappa = \alpha \varrho, \tag{19}$$

уравнение (16) для vk можно в переменной и записать в виде

$$\frac{\partial^2 v_{\kappa}}{\partial x^2} + \frac{1}{\varkappa} \frac{\partial v_{\kappa}}{\partial \varkappa} - \left(\frac{1}{\varkappa^2} + 1\right) v_{\kappa} = \frac{4(-1)n + 1(p - p_{\kappa_3})}{(2n - 1)\pi m_1 \eta a 2\pi \varkappa} .$$
(20)

Решение полученного уравнения должно удовлетворять краевым условиям

$$v_{\kappa} = 0 \begin{cases} \text{при } \varkappa_1 = am_1R_1, \\ \text{при } \varkappa_2 = am_1R_2. \end{cases}$$

Решение соответствующего однородного уравнения ищется в виде

$$v_{\mathbf{k}} = AI_1(\boldsymbol{\varkappa}) + BK_1(\boldsymbol{\varkappa}), \qquad (21)$$

где $I_1(\varkappa)$ и $K_1(\varkappa)$ — модифицированные бесселевы функции мнимого аргумента первого и второго рода первого порядка, *А* и *В* — постоянные интегрирования.

Общий интеграл неоднородного уравнения (20) получается методом вариации произвольных постоянных *А* и *В* [10], используя равенства

$$A'(\varkappa) I_{1}(\varkappa) + B'(\varkappa) K_{1}(\varkappa) = 0,$$
(22)
$$A'(\varkappa) I'_{1}(\varkappa) + B'(\varkappa) K'_{1}(\varkappa) - \frac{S_{\kappa}}{2}$$

$$A'(\varkappa)I'_1(\varkappa) + B'(\varkappa)K'_1(\varkappa) = \frac{S_{\kappa}}{\varkappa}$$

которым указанные постоянные должны удовлетворять, если полагать их функциями \varkappa . Символом S_{κ} обозначен постоянный коэффициент при $\frac{1}{\kappa}$ в правой части уравнения (20)

 $S_{\kappa} = \frac{2(-1)^{n+1}(p-p_{\kappa 3})}{(2n-1)\pi^2 m_1 \eta \alpha} .$

Из системы (22) определяется значение A и B. В окончательном виде, подставляя A и B в (21), получим значение v_k в виде

$$v_{k} = \frac{2(-1)^{n+1}(p_{K3}-p)}{(2n-1)\pi^{2}m_{1}^{2}\alpha^{2}\eta} \left\{ \frac{1}{R} + \frac{1}{m_{1}\alpha\eta R_{1}R_{2}A_{N}} [N_{n}I_{1}(\alpha m_{1}R) + D_{n}K_{1}(\alpha m_{1}R)] \right\},$$
(23)

где

$$N_{n} = am_{1} [R_{2}K_{1} (am_{1}R_{2}) - R_{1}K_{1} (am_{1}R_{1})],$$

$$D_{n} = am_{1} [R_{1}I_{1} (am_{1}R_{1}) - R_{2}I_{1} (am_{1}R_{2})],$$

$$A_{n} = I_{1} (am_{1}R_{1}) K_{1} (am_{1}R_{2}) - I_{1} (am_{1}R_{2}) K_{1} (am_{1}R_{1}).$$
(24)

С учетом (23) скорость металла в витке прямоугольного сечения может быть записана в виде

$$v_{\theta} = \frac{(2p - p_{\kappa_3})}{\pi^2 m_1^2 \eta} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n+1}}{(2n-1)\alpha^2} \times \left\{ \frac{1}{am_1 R_1 R_2 A_n} [N_n I_1(am_1 R) - D_n K_1(am_1 R)] - \frac{1}{R} \right\} \cos \frac{(2n-1)z}{2b}.$$
(25)

Средняя скорость по сечению может быть определена, как

$$v_{\rm cp} = \frac{1}{2b(R_2 - R_1)} \int_{R_1}^{R_2} \int_{-b}^{b} v_{\theta} dR dz$$
 (26)

или

$$v_{\rm cp} = \frac{1}{4bh} \int_{R_1}^{R_2} \int_{-b}^{b} v_{\theta} dR dz.$$
 (26a)

Двойное интегрирование сводится в данном случае к интегрированию v_k (23) по R и соз λz — по z. После интегрирования получается

$$v_{\rm cp} = \frac{p_{\kappa_3} - \rho}{\pi^2 m_1^{2} b h \eta} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n+1}}{\lambda (2n-1) a^2} \left[\ln \frac{R_2}{R_1} + \left(\frac{2}{a^2 m_1^2 R_1 R_2 T_3} - \frac{\frac{T_1}{R_2} + \frac{T_2}{R_1}}{a m_1 T_3} \right) \right],$$
(27)

где

$$T_{1} = I_{0}(am_{1}R_{2})K_{1}(am_{1}R_{1}) + I_{1}(am_{1}R_{1})K_{0}(am_{1}R_{2}),$$

$$T_{2} = I_{0}(am_{1}R_{1})K_{1}(am_{1}R_{2}) + I_{1}(am_{1}R_{2})K_{0}(am_{1}R_{1}),$$

$$T_{3} = I_{1}(am_{1}R_{2})K_{1}(am_{1}R_{1}) - I_{1}(am_{1}R_{1})K_{1}(am_{1}R_{2}).$$
 (28)

Обычно заданными при расчете бывают средняя скорость и напор «короткого замыкания», т. е. при $v_{\theta} = 0$

$$p_{\kappa \mathfrak{d}} = \delta_0 B_{\mathrm{R}} \cdot 2\pi R_{\mathrm{cp}}, \qquad (29)$$

где δ_0 — максимальная плотность тока в жидком металле при u = const.

Из (27) можно определить электромагнитный напор, развиваемый в витке жидкого металла

$$p = p_{\kappa_3} - \frac{v_{\rm cp} \cdot \pi^3 m_1 \eta h}{2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{(2n-1)^2 \alpha^2} \left[\ln \frac{R_2}{R_1} + \frac{1}{\alpha m_1 T_3} \left(\frac{T_1}{R_2} + \frac{T_2}{R_1} \right) - \frac{2}{\alpha^2 m_1^2 R_1 R_2 T_3} \right]}$$
(30)

Полученные для v, v_{cp} и p соотношения являются обобщающими для всех разновидностей насосов постоянного тока в том смысле, что из них путем предельных переходов $b \rightarrow \infty$ и R_1 , $R_2 \gg h$ получаются уравнения, полученные другими авторами для кольцевых каналов с бесконечной аксиальной шириной витка, для плоских каналов с конечными размерами сечения, а также для узкой щели, полученное еще Гартманом [1, 11, 13].

Пусть, например, $b \rightarrow \infty$. При этом $a \rightarrow 1$, аргумент $\varkappa = a \varrho$ стремится к $\varrho = m_1 R$, $\cos \lambda z \rightarrow 1$ и ряд в выражении скорости (25) превращается в ряд

$$A\sum_{n=1}^{\infty}\frac{(-1)^{n+1}}{(2n-1)},$$
(31),

имеющий сумму $A\frac{\pi}{4}$, где через A обозначен постоянный множитель, не зависящий от номера члена ряда. Производя преобразвания, получим для скорости v_{Θ} при $b \rightarrow \infty$

4 Насосы

$$v_{\theta} = \frac{p - p_{\kappa_{2}}}{2\pi\eta m_{1}^{2}} \left[G_{1}I_{1}(m_{1}R) - G_{2}K_{1}(m_{1}R) - \frac{1}{R} \right], \quad (32)$$

где

$$G_1 = \frac{\frac{K_1(m_1R_1)}{R_2} - \frac{K_1(m_1R_2)}{R_1}}{I_1(m_1R_2)K_1(m_1R_1) - I_1(m_1R_1)K_1(m_1R_2)},$$
(33)

$$G_2 = \frac{\frac{I_1(m_1R_1)}{R_2} - \frac{I_1(m_1R_2)}{R_1}}{I_1(m_1R_2)K_1(m_1R_1) - I_1(m_1R_1)K_1(m_1R_2)}$$

Средняя скорость v_{cp} при $b \rightarrow \infty$

$$v_{cp} = \frac{p_{\kappa_3} - p}{4\pi h m_1^2 \eta} \left\{ \ln \frac{R_2}{R_1} - \frac{1}{m_1 C} \left[\frac{S_1}{R_2} + \frac{S_2}{R_1} - \frac{2}{m_1 R_1 R_2} \right] \right\}, \quad (34)$$

где

$$S_{1} = I_{1}(m_{1}R_{1})K_{0}(m_{1}R_{2}) + K_{1}(m_{1}R_{1})I_{0}(m_{1}R_{2}),$$

$$S_{2} = I_{0}(m_{1}R_{1})K_{1}(m_{1}R_{2}) + K_{0}(m_{1}R_{1})I_{1}(m_{1}R_{2}),$$

$$C = K_{1}(m_{1}R_{1})I_{1}(m_{1}R_{2}) - I_{1}(m_{1}R_{1})K_{1}(m_{1}R_{2}).$$
(35)

Переход к узкой кольцевой щели конечных размеров $(2h \ll R_1, R_2)$ осуществляется при использовании асимптотических выражений бесселевых фракций I_1 , K_1 , I_0 , K_0 при больших значениях аргумента [12].

Если ввести координату *x*, отсчигываемую в радиальном направлении от середины канала, то после некоторых преобразований, при использовании первых членов асимптотических выражений бесселевых функций, получим для скорости

$$v = \frac{2(p - p_{\kappa 3})}{\pi^2 R_{\rm cp} \cdot \eta m_1^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n+1}}{\alpha^2 (2n-1)} \left[\left(1 - \frac{sham_1 x}{sham_1 h} \right) + \frac{x}{R_1 + R_2} \left(2 - \frac{cham_1 x}{cham_1 h} \right) - \frac{h}{R_1 + R_2} \frac{cham_1 x}{cham_1 h} \right] \cos \frac{(2n-1)\pi z}{2b} .$$
 (36)

Пренебрегая членами порядка $\frac{1}{R_1 + R_2}$, учитывающими кривизну канала, получим выражение для распределения скорости для плоского линейного канала длиною $L_k = 2\pi R_{cp}$ (фиг. 2).

$$v = \frac{4(p-p_{\kappa_3})}{\pi^2 m_1^2 \eta L_k} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^{n+1}}{a^2 (2n-1)} \left(1 - \frac{cham_1 x}{cham_1 h}\right) \cos \frac{(2n-1)\pi z}{2b}.$$
 (37)

Средняя скорость в плоском линейном канале

$$v_{\rm cp} = \frac{8(p-p_{\rm K3})}{\pi^2 m_1^2 L_{\rm k}^h} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{(2n-1)^2 a^2} \left[1 - \frac{tham_1 h}{am_1 h} \right].$$
(38)

Такие соотношения получены в [13].



Ряд, входящий в выражение для средней скорости, сходится сравнительно быстро. Для практических расчетов достаточно ограничиваться семью членами ряда (38). Поверочный расчет средней скорости по (38), произведенный для экспериментального насоса, при использовании первых 7 членов ряда дал погрешность по сравнению с предварительно выбранной скоростью в 5%.



Для получения соотношения Гартмана в случае бесконечной плоской щели (фиг. 3) достаточно в (37) и (38) положить $b \rightarrow \infty$. При этом

$$v = \frac{h^2}{M^2} \left(\frac{\delta_0 B_{\rm R}}{\eta} - \frac{P}{\eta L_{\rm k}} \right) \left(1 - \frac{chm_1 x}{chm_1 h} \right), \tag{39}$$

$$v_{\rm cp} = \frac{p - p_{\rm K3}}{\eta L_{\rm K}} \frac{h^2}{M^2} \left(1 - \frac{thM}{M} \right), \tag{40}$$

$$p = \delta_0 B_{\rm R} L_{\rm k} - \frac{v_{\rm cp} \gamma R_{\rm R}^{2} L_{\rm k}}{1 - \frac{t \hbar M}{M}}.$$
(41)

Формулы (37) и (38) выведены при использовании только первых членов асимптотических выражений бесселевых функций I₁, K₁ и I₀, K₀.

Это накладывает следующее условие на множитель ат₁

$$\frac{1}{4\alpha m_1 R} \ll 1. \tag{42}$$

Учитывая (15) и (18), а также, что условие асимптотического приближения остается верным для любого члена рядов в выражениях скорости, если оно удовлетворяется в первом члене, поскольку

$$I_{0}, I_{1}(\alpha_{(k+1)}m_{1}R) > I_{0}, I_{1}(\alpha_{k}m_{1}R),$$

$$K_{0}, K_{1}(\alpha_{(k+1)}m_{1}R) < K_{0}, K_{1}(\alpha_{k}m_{1}R),$$
(43)

где *k* — номер члена ряда, получим:

$$\frac{1}{4m_1 \sqrt{1 + \left(\frac{\pi}{2m_1b}\right)^2}} \ll (R_{\rm cp} + x) \leqslant (R_{\rm cp} + h).$$
(44)

Преобразуем несколько выражение (44), разделив обе его части на R^2_{cp} и введя следующие относительные величины:

$$\beta = \frac{b}{R_{\rm cp}}, \quad \xi = \frac{h}{R_{\rm cp}}. \tag{45}$$

При этом получим

$$\frac{1}{16m_1^{\mathbf{e}}\left(R_{cp}^{2}+\frac{\pi^{2}}{4m_1^{2}\beta^{2}}\right)}\ll (1+\xi)^{2}.$$

В реальных конструкциях электромагнитных насосов для жидких металлов

$$1 \cdot 10^3 \leqslant m_1 \leqslant 3 \cdot 10^5 \left[\frac{1}{M}\right]. \tag{46}$$

Для насосов, у которых

$$R_{\rm cp}^2 \gg \frac{\pi^2}{4m_1^2\beta^2},$$
 (47)

получается весьма простая зависимость, при которой возможен переход от бесселевых функций к их асимптотическим приближениям:

$$\frac{1}{4m_1} \ll R_{\rm cp}(1+\xi).$$
(48)

Для тяжелых металлов и сплавов с малой электропроводимостью типа свинца, свинцово-висмутовой эвтектики, ртути и т. п. для радиусов каналов порядка $5 \cdot 10^{-2} \div 10 \cdot 10^{-2}$ м и $\xi \leq 0,1 \div 0,2$ можно рассматривать движение металла в плоском канале. Для этого случая приближенное решение системы (4) с учетом членов $\frac{\partial v \theta}{\partial z} B_{\rm R}$ и $\frac{\partial \varphi}{\partial z} B_{\rm R}$ приведено в [8].

Если условие гидравлического оптимума [7] не выполнено, влияние центробежной силы инерции может быть приближенно учтено соответствующим изменением коэффициента гидравлического сопротивления канала. Для этого вводится эквивалентная высота канала h', по отношению которой к среднему радиусу канала можно по справочникам [14] определить коэффициент сопротивления.

Эквивалентная высота канала h' равна

 $h' = \frac{R_{\rm cp}}{2} \bigg\{ \ln \frac{1+\xi}{1-\xi} - \frac{\mu_{\rm J} \delta^2_z}{2\varrho v_{\rm cp}^2} R^2_{\rm cp} \bigg[4\xi - (1-\xi)^2 \ln \frac{1+\xi}{1-\xi} \bigg] \bigg\}.$ (49)

Вывод значения h' произведен в [7].

ЛИТЕРАТУРА

- 1. И. А. Тютин. Электромагнитные насосы для жидких металлов, Изд.во АН Латв. ССР, 1957.
- 2. В. И. Межбурд, Р. Р. Партс. Электромагнитные насосы со спиральным каналом для перекачки жидких металлов. Сборник «Прикладная магнитогидродинамика». Изд. ГИТЛ УССР, Киев, 1963. 3. В. И. Межбурд, Р. Р. Партс, В. А. Тезару, Л. Х. Ранну,
- М. М. Саар. К проектированию каналов маломощных насосов высокого давления. Вопросы магнитной гидродинамики. Рига, 1963.
- 4. В. И. Межбурд. Количественный критерий перехода от линейной к винтовой форме канала электромагнитного насоса постоянного тока. См. наст. сборник, стр. 55.
- 5. И. З. Аронов. О движении жидкости в изогнутых трубах-змеевиках. Известия ВУЗ «Энергетика», 3, 1961, стр. 66-74.
- 6. И. М. Кирко, Г. Г. Брановер, О. А. Лиелаусис. Экспериментальное изучение влияния поперечного магнитного поля на распределение скоростей в потоке ртути. Прикладная магнитогидродинамика. Труды Института Физики АН Латв. ССР, вып. XII, 1961.
- 7. В. И. Межбурд. Об одном оптимальном гидравлическом соотношении в каналах винтовых электромагнитных насосов. Известия ВУЗ «Энергетика», № 11, 1963. 8. Ю. А. Бирзвалк, А. К. Везе. Распределение скорости в каналах
- электромагнитных насосов с прямоугольным сечением. Известия АН Латв. ССР, 1959, № 10, стр. 35, Рига.
- 9. Г. А. Гринберг. Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений. АН СССР, М-Л, 1948.
- В. И. Смирнов. Курс высшей математики, т. 1, ГИТТЛ, М., 1957.
 I. Hartmann, Hg-Dynamics I, Mathematisk-fisiske Meddelelser, 16, 1 (1937).
- 12. И. Н. Бронштейн, К. А. Семендяев. Справочник по математике. ГИТТЛ, М., 1956.
- 13. Ю. А. Бирзвалк, И. А. Тютин. Распределение скорости и магнитогидравлические потери давления в прямоугольном канале. Труды Института Физики АН Латв. ССР, вып. VIII, Рига, 1956.
- 14. И. Е. Идельчик. Справочник по гидравлическим сопротивлениям, Диаграммы 6-1, 6-3. Госэнергоиздат, 1960.



TALLINNA POLUTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

Nº 214

1964

УДК 621. 318. 38

В. И. Межбурд

КОЛИЧЕСТВЕННЫЙ КРИТЕРИЙ ПЕРЕХОДА К ВИНТО-ВОЙ ФОРМЕ КАНАЛА ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО НАСОСА ПОСТОЯННОГО ТОКА

До настоящего времени в литературе по электромагнитным насосам указывалось лишь, что насосы с винтовым каналом предназначены для получения больших давлений при сравнительно малых производительностях; однако не приводилось никакого количественного критерия, по которому можно было бы судить о возможности и целесообразности перехода к винтовой форме канала. Принципиально любой линейный канал возможно «согнуть» в спираль, поместить его и соответствующую магнитную систему и получить таким образом винтовой канал. Целесообразность и практическая возможность подобного перехода до настоящего времени в литературе не освещена.

Настоящая работа имеет целью выработку приближенного количественного критерия, по которому можно будет судить о возможности перехода к винтовой форме канала.

Необходимость анализа этого вопроса и ряд ценных указаний о подходе к решению задачи дал автору к. т. н. Ю. А. Бирзвалк.

Задача работы заключается в следующем: определить минимально возможное давление при заданной производительности, которое может обеспечить винтовой насос при выбранных электромагнитных нагрузках, основных соотношениях между геометрическими размерами канала и имеющемся материале магнитопровода.

Возможны следующие разновидности винтовых насосов: а) с несимметричной магнитной системой, у которых канал помещается в немагнитный зазор П-образного броневого электромагнита (фиг. 1);

б) с симметричной С-образной магнитной системы (фиг. 2), у которых в два немагнитных зазора по торцам броневого электромагнита помещается два электрически и гидравлически соединенных канала;



Фиг. 1



Фнг. 2



Фиг. 3



Фиг. 4

в) с симметричной Ш-образной магнитной системой (фиг. 3), у которых канал помещается в немагнитном зазоре центрального сердечника электромагнита. Последняя разновидность имеет наименьший коэффициент рассеяния магнитного потока и конструктивно наиболее проста [1, 2, 3].

Рассмотрим соотношения для насоса с несимметричной П-образной системой (фиг. 4).

Введем относительные геометрические размеры, приняв за базис средний радиус канала R_{cp} :

 $k_{\rm h} = rac{h}{R_{
m cp}}$ — относительная высота канала; $k_{\rm b} = rac{b}{R_{
m cp}}$ — относительная ширина сечения канала; $k_{\rm c} = rac{R_{\rm c}}{R_{
m cp}}$ — относительный радиус внутреннего сердечника магнитной системы; $a = rac{h}{b}$ — отношение высоты канала к ширине его сечения. Величины $k_{\rm h}$ и $k_{\rm c}$ — взаимозависимы, так как $R_{\rm c} \leq R_{
m cp} - h - h_{
m cr} - (\Delta_{
m HS} + \Delta_{
m r}),$ (1)

где h_{cr} — толщина цилиндрической стенки канала;

Δ_{из} + Δ_τ — толщина теплоизоляции и технологического зазора между стенкой канала и внутренним сердечником. Из (1) следует, что

$$k_{\rm c} \leqslant 1 - k_{\rm h} - \frac{h_{\rm c\tau} + \Delta_{\rm H3} + \Delta_{\rm \tau}}{R_{\rm cp}} \,. \tag{2}$$

Числитель последнего члена в неравенстве (2) известен в самом начале проектирования, так как толщины стенки канала и теплоизоляции задаются, исходя из заданного давления и температуры жидкого металла.

В отличие от линейных насосов, у которых магнитные свойства материала магнитопровода определяют только общий вес насоса, или вернее, соотношение между весом стали и весом меди, у винтовых насосов они имеют решающее значение при определении возможности перехода к винтовой форме канала. Подробно этот вопрос изложен в одной из наших предыдущих работ [4]. Ограничимся здесь кратким пояснением. Действительно, для того, чтобы в активной зоне канала обеспечить заданное расчетное значение магнитной индукции в зазоре B_{δ} , через цилиндрическую поверхность, ограниченную средним радиусом $R_{\rm cp}$ при числе активных витков канала n, необходимо провести магнитный поток Φ_{δ} , равный

$$\Phi_{\delta} = 2\pi n R_{\rm cp} \cdot 2b \cdot B_{\delta}. \tag{3}$$

При этом предполагается, что ослабление магнитного поля у торцов магнитной системы, наличие винтовых перегородок и другие эффекты ослабления поля учитываются при определении n и B_{δ} .

С другой стороны, если выбранный материал внутреннего сердечника допускает максимальную индукцию $B_{\rm m}$ при практически целесообразной степени его насыщения, а общий коэффициент рассеяния магнитной системы равен σ , то через поперечное сечение внутреннего сердечника, имеющего радиус $R_{\rm c}$ необходимо провести магнитный поток $\Phi_{\rm c} = \sigma \Phi_{\delta}$ равный

$$\Phi_{\rm c} = \pi R_{\rm c}^2 B_{\rm m}.\tag{4}$$

Из равенства (3) и (4) следует

$$2\pi n R_{\rm cp} \cdot 2b \cdot B_{\delta} = \frac{\pi R_{\rm cp}^2 \cdot B_{\rm m}}{\sigma}, \qquad (5)$$

что приводит к максимально возможной ширине канала

$$b \leqslant \frac{R_{\rm c}^{2}B_{\rm m}}{4\sigma n R_{\rm cp} \cdot B_{\delta}}.$$
 (6)

Разделив обе части равенства (6) на R_{ср} и обозначив через

β отношение магнитных индукций сердечника и зазора, получим

$$k_{\rm b} \leqslant \frac{1}{4n} \cdot k_{\rm c}^2 \frac{\beta}{\sigma}.\tag{7}$$

Равенство (7) можно считать первым условием возможности перехода к винтовой форме канала.

При заданной производительности Q и скорости металла v из (7) определяется коэффициент $k_{\rm h}$:

$$k_{\rm h} = \frac{Q}{v} \cdot \frac{n\sigma}{k_{\rm c}^2 \beta} \cdot \frac{1}{R^2_{\rm cp}}.$$
 (8)

Для насосов с симметричной магнитной системой (фиг. 3) имеем:

$$\Phi_{\rm c} = 2\pi R_{\rm c}^2 B_{\rm m}; \tag{5a}$$

$$b \leqslant \frac{R_{\rm c}^{2} B_{\rm m}}{2\sigma n R_{\rm cp} \cdot B_{\delta}}; \tag{6a}$$

$$k_{\rm b} \leqslant \frac{1}{2n} k_{\rm c}^2 \frac{\beta}{\sigma}; \tag{7a}$$

$$k_{\rm h} = \frac{Q}{2v} \frac{n\sigma}{k_{\rm c}^2 \beta} \cdot \frac{1}{R_{\rm cp}^2}; \tag{8}$$

Равенства (7) и (7а) могут быть использованы и для определения максимально возможного числа витков канала при заданной его ширине:

а) для насоса с несимметричной магнитной системой

$$n \leqslant \frac{1}{4b} k_{\rm c}^2 \frac{\beta}{\sigma},\tag{9}$$

б) для насосов с симметричной магнитной системой

$$n \leqslant \frac{1}{2b} k_c^2 \frac{\beta}{\sigma}.$$
 (9a)

Очевидно, что наличие «жесткой» связи между геометрическими параметрами k_b , k_h , определяющими производительность насоса и числом витков n, определяющим развиваемый насосом напор, свидетельствует о том, что и между этими величинами (p и Q) в винтовом насосе существует определенное соотношение, при котором насос выполним при данном материале внутреннего сердечника, иначе говоря, выбранные геометрические соотношения и электромагнитные нагрузки обеспечивают заданные значения p и Q только в том случае, если эти величины удовлетворяют какому-то определенному соотношению.

К выводу этого соотношения мы и приступим. Давление, развиваемое насосом *p*, равно

$$p = p_{\mathfrak{s}} - p_{\mathfrak{f}},\tag{10}$$

где p_i — гидравлические потери в канале,

*p*_э — электромагнитный напор. Равенство (10) можно переписать в виде:

$$p = p_{\mathfrak{s}} (1 - \overline{p}_{\mathfrak{f}}), \tag{11}$$

введя понятие относительных потерь в насосе $\bar{p}_{i} = \frac{p_{i}}{p_{9}}$. До по-

лучения достоверных практических данных величиной p_f можно задаваться в пределах $\overline{p}_f = 0,2$ 0,5.

Электромагнитный напор в насосе равен

$$p_{\mathfrak{s}} = jB_{\delta} \cdot 2\pi R_{\rm cp} n, \tag{12}$$

где *j* — плотность тока в жидком металле. Абсолютное значение гидравлических потерь в канале можно выразить [5] в виде

$$p_{\rm f} = \frac{\lambda \varrho v^2}{2} \cdot \frac{2\pi R_{\rm cp} \cdot n}{D_{\rm f}},\tag{13}$$

где λ — коэффициент гидравлического сопротивления канала;

D_г — гидравлический диаметр сечения канала;

о- — плотность металла.

Из равенства (11), используя равенства (7), (8), (12), и (13) после элементарных преобразований получим следующую зависимость между p и Q, при которой возможен и целесообразен переход к винтовой форме канала при заранее выбранном числе витков канала:

$$p \ge \pi \cdot n^{1,1} (1 - \bar{p}_{\rm f}) (jB_{\delta})^{0,8} \left(\frac{\bar{p}_{\rm f}}{\lambda \varrho}\right)^{-0,2} \cdot k_{\rm c}^{-1,2} \cdot k_{\rm n}^{-0,6} \cdot \beta^{-0,6} \times k_{\rm c}^{2}\beta + 4\sigma nk_{\rm h}^{-0,5} \cdot \sigma^{0,1} Q^{0,4}.$$
(14)

Из (14), подставляя значение n из (9), получим зависимость в том случае, если выбраны или заданы отношения k_c , k_h , k_b при неизвестном числе витков канала:

$$p \ge 0.653 k_{c}^{2} \cdot k_{b}^{1,1} k_{h}^{-0.6} (1 - \bar{p}_{f}) \left(\frac{\bar{p}_{f}}{\lambda \varrho}\right)^{-0.2} j^{0.8} B_{\delta}^{0.2} B_{m} \cdot \sigma^{-1} \times \left(1 + \frac{k_{h}}{k_{b}}\right)^{0.5} \cdot Q^{0.4}.$$
(15)

Из условия 15 следует ряд выводов, имеющих практическое значение при проектировании насосов.

1) Давление перехода к винтовой форме канала обратно пропорционально корню 5 степени индукции в зазоре и первой степени коэффициента рассеяния и прямо пропорционально максимальной индукции внутреннего сердечника магнитопровода. Следовательно, при одной и той же м. д. с. возбуждения и выбранных геометрических соотношениях величина немагнитного зазора значительно меньше влияет на давление перехода, чем рационально спроектированная магнитная система и магнитные свойства материала магнитопровода.

2) При постоянной скорости и производительности Q = const, v = const, давление перехода уменьшается с ростом отношения высоты канала к его ширине a. Из уравнения (15) следует, если заменить k_b и k_h их значениями через a, Q, v и R_{cp} :

$$\frac{p}{D_1} = a^{-0.85} (1+\alpha)^{0.5}, \tag{16}$$

где постоянной D₁, не зависящей от *a*, обозначено

$$D_{1} = 0.653 \, k_{\rm c}^{2} C_{1}^{0.25} (1 - \bar{p}_{\rm f}) \left(\frac{\bar{p}_{\rm f}}{\lambda \varrho}\right)^{-0.2} \cdot j^{0.8} \cdot B_{\delta}^{-0.2} \cdot B_{\rm m} \, \sigma^{-1} \cdot Q^{0.4}, \quad (17)$$

а постоянная С1 равна

$$C_1 = \frac{Q}{4vR_{\rm cp}^2}.$$
 (18)

Функция $\frac{p}{D_1} = f_1(\alpha)$ приведена на фиг. 5.



Из фигуры 5 видно, что при необходимости выполнения насоса с винтовым каналом на малые давления необходимо увеличить отношение α . Зависимость переходного давления от гидравлических потерь в канале, т. е. от выбранной скорости при $\alpha = \text{const}$ и Q = const приведена на фиг. 6. Как



и следовало ожидать, уменьшение давления обратно пропорционально скорости металла. Так, при росте относительных гидравлических потерь в 4 раза (от 0,1 до 0,4), что соответствует увеличению скорости в два раза, функция $\frac{p}{D_2} = = f_1(\overline{p_i})$ также уменьшается в два раза (от 1,430 до 0,715). Зависимость $\frac{p}{D_1} = f_1(\alpha)$ (фиг. 5) имеет ограниченное значение, так как при ее выводе не учитывалось изменение относительных гидравлических потерь при v = const и Q = = const, связанных с изменением гидравлического диаметра канала при изменении отношения α .

Поэтому представляет интерес проследить зависимость переходного давления при $Q \models$ const и v = const от измене-

ния а с учетом при этом и изменения относительных гидравлических потерь.

Полученные зависимости для значений $\alpha < 0.5$ и $\alpha > 2$ будут приближенными, поскольку в справочной литературе [5] коэффициент гидравлического сопротивления дается только для значений $\alpha = 0.5 \div 2.0$.

Подставив значение гидравлического диаметра

$$D_{\rm r} = \frac{16bh}{4b+4h} \tag{19}$$

в равенство (13) и выразив h через ab, получим

$$p_{\rm f} = \frac{\lambda \varrho v^2}{2} \cdot \frac{2\pi R_{\rm cp} \cdot n}{\frac{16b^2 a}{4b\left(1+a\right)}} \,. \tag{20}$$

При Q = const и v = const

$$ab^2 = C_1 R^2_{\rm cp} = \frac{Q}{4v} = C_2, \tag{21}$$

откуда

$$b^2 = \frac{C_2}{a}; \quad b = \left(\frac{C_2}{a}\right)^{\frac{1}{2}}.$$
 (22)

С учетом (22) гидравлические потери могут быть выражены в виде:

$$p_{\rm i} = \frac{\lambda \varrho}{j} \frac{2\pi R_{\rm cp} \cdot n \cdot 4(1+\alpha) \left(\frac{C_2}{\alpha}\right)^{\frac{1}{2}}}{16\alpha \frac{C_2}{\alpha}} \cdot \frac{v^2}{2}, \qquad (23)$$

а относительные гидравлические потери в виде

$$\overline{p}_{i} = C_{4} \frac{1+a}{a^{0,5}}, \qquad (24)$$

где постоянная С4 равна

$$C_{4} = \frac{1}{4} \frac{\lambda \varrho}{B_{\delta}} \frac{v^{\frac{3}{2}}}{Q^{\frac{1}{2}}}.$$
 (25)

На фиг. 7 показана зависимость относительных гидравлических потерь от постоянной C_4 при различных значениях α от 0,1 до 10. Эта зависимость очень полезна при предварительных расчетах, ибо позволяет легко определить относительные гидравлические сопротивления канала в самом начале проектирования, когда известны только параметры жидкого металла, заданная производительность и выбраны



Фнг. 7



Фиг. 8

электромагнитные нагрузки. На основании этой зависимости иостроена функция $\frac{p}{D} = f_{II}(\alpha)$, характеризующая изменение переходного давления в функции а с учетом изменения при этом относительного гидравлического сопротивления (фиг. 8).

Использование полученного критерия перехода к винтовой форме канала облегчает решение вопроса о возможности и целесообразности перехода к указанной форме исполнения канала и облегчает первый этап проектирования — выбор основных нагрузок, материала магнитопровода и соотношения между геометрическими размерами насоса.

ЛИТЕРАТУРА

- 1. USA Patent 2 716 943, 1955. Liquid Metal high pressure pump, L. V. Vandenberg.
- «Вопросы ядерной энергетики», 1957, № 5, стр. 46—47.
 В. И. Межбурд, Р. Р. Партс. Электромагнитные насосы со спиральным каналом. «Машиностроение» № 3, Киев, 1963.
- 4. В. И. Межбурд, Р. Р. Партс, Л. Х. Ранну, В. А. Теэару. К проектированию магнитной системы маломощных насосов постоянного тока высокого давления. Вопросы магнитной гидродинамики. Рига, 1963.
- 5. И. Е. Идельчик. Справочник по гидравлическим сопротивлениям. Госэнергоиздат, М.-Л. 1960.



TALLINNA POLUTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА 1964

СЕРИЯ А

Nº 214

УДК 621. 318. 38

Л. Х. Ранни

ОСНОВЫ СРАВНЕНИЯ ПЛОСКИХ ИНДУКТОРОВ ИНДУКЦИОННЫХ МАШИН ПО РАСХОДУ АКТИВНЫХ материалов и потерь в меди

1. Введение

На выполнение обмотки и конструктивных решений плоского индуктора индукционных насосов оказало большое влияние технология и конструкция электрических машин. Укажем здесь некоторые основные особенности, которые следует принимать во внимание при расчете индукторов индукционных насосов.

1. Немагнитный зазор электромагнитного насоса в десятки раз больше воздушного зазора электродвигателя и магнитная нагрузка электротехнической стали насоса заметно меньше, чем у электродвигателей.

2. Влияние высших гармонических не имеет такого значения как у электродвигателей.

При изготовлении индукторов существующей конструкции и обмоток по обычным схемам возникают серьезные трудности. Основные из них следующие.

Большой немагнитный зазор обуславливает в электромагнитных насосах большое общее сечение проводников в пазу. Это затрудняет выполнение обмотки с перекрещиванием лобовых частей. Обмотка выполняется при этом только за счет заметного удлинения лобовых частей, что связано с увеличением расхода проводникового металла. В выполненных обмотках для плоских линейных и спиральных насосов относительная длина лобовых частей, при однослойной обмотке с расположением лобовых частей в двух плоскостях, $k_1 =$ = 1,7 ... 2,0 (значение коэффициента k₁ и всех примененных обозначений дано в конце статьи). Форму катушек с большим сечением проводников трудно изменять при вкладывании катушек в пазы.

Поэтому следует стремиться выполнить индуктор насоса (желоба) так, чтобы исключить перекрещение лобовых

5*

частей и чтобы вкладывание намотанных катушек в пазы не требовало бы больших изменений формы катушек.

Различия между насосами (жёлобами) и электродвигателями (генераторами), вместе с необходимостью уменьшения затрат активных материалов, вынуждают искать новые конструктивные решения. Для оценки последних нужны критерии, позволяющие сравнить новые решения с обычными, в первую очередь, по расходу активных материалов и по потерям в меди.

2. Вывод математических зависимостей для сравнения обмоток и конструктивных решений индукторов

При рассмотрении вопроса исходим из следующих упрощающих допущений.

1. Наличие зубцов учитывается коэффициентом воздушного зазора (коэффициент Картера).

2. Магнитная проницаемость μ материала магнитопровода бесконечно велика.

3. Продольный краевой эффект учитывается соответствующими постоянными коэффициентами.

4. Влияние поверхностного эффекта на давление и потери не учитывается.

Из прочих величин считаем независимыми (заданными) следующие [1].

1) Средняя скорость движения жидкого металла v.

2) Частота питающей сети f.

3) Параметры перекачиваемого металла (электропроводность γ , массовая плотность и кинетическая вязкость).

4) Величина немагнитного зазора δ и коэффициент зазора k_σ.

5) Высота слоя жидкого металла Д.

6) Толщина стенки канала d'.

7) Электропроводность меди γ_t , линейная токовая нагрузка A и плотность тока в обмотке j.

8) Магнитная индукция в спинке Всп и в зубце Вз.

Вес меди в пазах G_{мп} выражается формулой

$$G_{\rm MII} = \frac{A2p_{\rm T}}{i} 2ak_2 \gamma_{\rm M}. \tag{1}$$

Вес меди для лобовых частей составляет

$$G_{\mathrm{MR}} = \frac{k_1 r}{2ak_2} G_{\mathrm{MR}}.$$
 (2)

Полный вес меди

$$G_{\rm M} = G_{\rm M\Pi} + G_{\rm M\Pi} = (k_1\tau + 2ak_2)A2p\tau \frac{\gamma_{\rm M}}{i}.$$
 (3)

Для исключения *р* из выражения (3) используем формулы для электромагнитного напора *p'* и намагничивающей силы индуктора *F* [3, 4, 5, 8]:

$$p' = \frac{B_A^2 \gamma v s l k_{\rm oc}}{2(1-s) k_0},\tag{4}$$

$$F = \frac{\sqrt{2} k_{ob} A \tau}{\pi} , \qquad (5)$$

$$F = \frac{\delta B_A \, \mathbf{k}_\delta}{\mu_0} \,, \tag{6}$$

имея кроме того в виду, что

$$l = 2p\tau. \tag{7}$$

Из выражения (4), имея в виду выражение (7), находим p. Из результата исключаем B_{Δ} с помощью зависимостей (5) и (6). Подстановкой выражения для p в (3) и делением результата на механическую мощность $P_{\text{мех}}$ получаем выражение расхода меди на единицу механической мощности (относительный расход меди)

$$\frac{G_{\rm M}}{P_{\rm Mex}} = \left(\frac{k_1 \tau}{2ak_{\rm o\delta}^2} + \frac{k_2}{k_{\rm o\delta}^2}\right) \frac{1}{\tau^2} \frac{1-s}{s} \frac{\gamma_{\rm M} k_0 \delta^2 k_{\rm o}^2 \pi^2}{p j v^2 k_{\rm oc} A \mu_0^2 \Delta}.$$
(8)

В [5] выведена формула расхода меди в виде

$$G_{\rm M} = C_1 \frac{\left[\frac{\delta^2}{4} (1-s)^4 K^2 \left(\frac{\Delta}{2} s^2 + n\right)^2\right] \left[\frac{\Delta}{2} + g_2(1-s)\right]}{s (1-s)^2 \frac{\Delta}{2}}, \qquad (9)$$

где

M

$$K = \frac{k_{\rm oc}k'_{\rm 0}}{k_{\rm n}} \frac{\mu_{\rm 0} p v^2}{k_{\rm d} \omega}, \qquad (10)$$

$$g_2 = \frac{k_2 f Q_{\rm M}}{k_1 v^2}, \qquad (11)$$

$$n \coloneqq \frac{\gamma_d d'}{p} \tag{12}$$

$$C_1 = \frac{4\pi k_0 k_1 k_{\delta}^2 p' \omega p_t}{k_{\rm oc} k_{\rm od}^2 \mu_0^2 v^2 p A_j}.$$
 (13)

В формулах (9) и (13) исправлены ошибки (опечатки), имеющиеся в соответствующих выражениях в [5].

Выражения (9) ... (13) получены в [5] с учетом активной составляющей тока, причем последняя определена по потерям в жидком металле и в стенках канала. Потери в стали не учтены.

После преобразований и деления на Рмех получим из (9)

$$\frac{G_{\rm M}}{P_{\rm Mex}} = \left(\frac{k_2}{k_{\rm o_{\delta}}^2} + \frac{k_1\tau}{2ak_{\rm o_{\delta}}^2}\right) \frac{1-s}{s} \left[M_1^2(1-s)^2 + \left(\frac{\frac{\Delta}{2}s^2+n}{1-s}\right)^2\right] M_2, (14)$$

где

$$M_1 = \frac{fk_{\delta}\pi\delta k_{\rm n}}{v^2 k_{\rm oc} \gamma \mu_0 k'_0} \tag{15}$$

И

$$M_2 = \frac{\gamma_{\rm M} k_0 \gamma k_{\rm oc} k'_0^2}{j A k_{\rm n}^2 \Delta}.$$
 (16)

Выражения для потерь в меди на единицу механической мощности получим, умножая формулу (8) или формулу (14) на $\frac{f^2}{\gamma_M\gamma_t}$ и учитывая изменение сопротивления меди за счет неравномерного распределения тока по сечению проводника с помощью соответствующего коэффициента k_{rn} при k_2 и k_{ra} при k_1 . Итак из (8). получим

$$\frac{P_{\rm M}}{P_{\rm Mex}} = \left(\frac{k_1 k_{\rm rat} \tau}{2ak_{\rm o\delta}^2} + \frac{k_2}{k^2_{\rm o\delta}}\right) \frac{1}{\tau^2} \frac{1-s}{s} \frac{k_0 \delta^2 k_{\rm o}^2 \pi^2 j}{\gamma v^2 k_{\rm oc} A \mu_0^2 \Delta \gamma_{\rm t}}$$
(17)

и из (9) ... (13) имеем

$$\frac{P_{\rm M}}{P_{\rm Mex}} = \left(\frac{k_1 k_{\rm rx} \tau}{2a k_{\rm ob}^2} + \frac{k_2 k_{\rm rn}}{k_{\rm ob}^2}\right) \frac{1-s}{s} \left[M_1^2 (1-s)^2 + \left(\frac{\frac{A}{2}s^2 + n}{1-s}\right)^2\right] M_3,$$
(18)

где

$$M_3 = \frac{k_0 \gamma k_{\rm oc} k_0'^2 j}{A k_{\rm g}^2 \gamma_{\rm t} \Delta} \,. \tag{19}$$

Пренебрежение в формулах (14) и (18) активным током приводит к выпадению в квадратных скобках члена $\left(\frac{\frac{A}{2}s^2 + n}{1 - s}\right)^2$ и в этом случае выражение (14) совпадает с (8) и (17) совпадает с (18).
У электромагнитного насоса ЭМН-7, изготовленного в Таллинском политехническом институте, отношение

$$\frac{I_a^2}{I_p^2} = 0,041.$$
 (20)

У всех современных индукционных насосов, имеющих небольшую мощность, числовое сначение отношения (20) так же невелико и при сравнении обмоток можно пользоваться более простыми формулами (8) и (17), учитывая влияние активного тока с помощью коэффициента

$$k_{\rm ap} = \sqrt{1 + \frac{l_{\rm a}^2}{l_{\rm p}^2}} \approx \sqrt{1 + \frac{\left(\frac{4}{2}s^2 + n\right)^2}{M_1^2(1-s)^4}} = \sqrt{\frac{1 + \frac{K^2 \left(\frac{4}{2}s^2 + n\right)^2}{1 + \frac{\delta^2}{4}(1-s)^4}}.$$
(21)

Вывод формулы для расхода активной стали проведен в [7]. После исправления некоторых ошибок (опечаток) в соответствующей формуле в [5] получим

$$\frac{G_{\rm Fe}}{P_{\rm Mex}} = \frac{k_2}{k_{o\delta}} \frac{\sqrt{\frac{\delta^2}{4}(1-s)^4 + K^2 \left(\frac{\Delta}{2}s^2 + n\right)^2}}{s(1-s)} C_2, \qquad (22)$$

где

$$C_2 = \frac{4\sqrt{2}k_0k_nk_{c\delta}k_{\delta}\gamma_1}{k_{cc}\mu_0\sigma^2\gamma A\Delta} \left[\frac{2}{B_{cn}} + \frac{\pi\lambda}{B_3}\right].$$
 (23)

К определяется формулой (10) и п формулой (12).

В (22, 23) в отличие от [5] вместо $k_{\delta}^{'''}$ поставлен коэффициент $k_{c\delta}$, так как в [7] $k_{\delta}^{'''}$ является одним из коэффициентов воздушного зазора.

Из приведенных формул и по [5] можно заключить, что $G_{\rm M} = \frac{P_{\rm M}}{P_{\rm Mex}}$ и $\frac{P_{\rm M}}{P_{\rm Mex}}$ пропорциональны квадрату тока, но относительный расход активной стали $\frac{G_{\rm Fe}}{P_{\rm Mex}}$ пропорционален току и тем более (по сравнению с формулами для расхода меди и для потерь в меди) в выражении $\frac{G_{\rm Fe}}{P_{\rm Mex}}$ влияние активного тока можно учитывать соответствующим коэффициентом $k_{\rm ap}$ и так получить более простое выражение

$$\frac{G_{\text{Fe}}}{P_{\text{Mex}}} = \frac{k_2}{k_{o\delta}} \frac{1-s}{s} \frac{2\sqrt{2\delta k_{\delta}} k_0 k_n k_{c\delta} \gamma_1 k_{ap}}{k_{oc} \mu_0 v^2 \gamma A \Delta} \left(\frac{2}{B_{cn}} + \frac{\pi \lambda}{B_3}\right).$$
(24)

В этих формулах содержится коэффициент k_{oc} , учитывающий ослабление напора за счет поперечного краевого эффекта. Коэффициент k_{oc} зависит сложным образом от отношения $\frac{\alpha}{r}$ и от величины ε , причем [8, 9]

$$\varepsilon = \frac{s\omega\mu_0\gamma\tau^2\Delta}{\delta k_A\pi^2}\,.\tag{25}$$

Формулами (8) и (17) после умножения их на коэффициент k_{ap}^2 , а также формулой (24) можно уже пользоваться для сравнения обмоток и индукторов. Но им целесообразно дать другой вид, имея в виду, что произведение εk_{oc} равно по [8, 9] относительному активному вносимому сопротивлению $\frac{\Delta r}{x_A}$, величина которого имеет определяющее значение на пока-

$$\frac{G_{\mathsf{M}}}{P_{\mathsf{Mex}}C_{\mathsf{G}}} = \left(\frac{k_{1}\tau}{2a\,k_{\mathsf{o}\delta}^{2}} + \frac{k_{2}}{k_{\mathsf{o}\delta}^{2}}\right)\frac{1}{\tau}\frac{1}{\frac{\Delta r}{x_{\Delta}}},\tag{26}$$

$$\frac{P_{\mathbf{M}}}{P_{\mathbf{Mex}}C_{\mathbf{p}}} = \left(\frac{k_1k_{\mathbf{rx}}\tau}{2a\,k_{o\delta}^2} + \frac{k_2k_{\mathbf{rn}}}{k_{o\delta}^2}\right) \frac{1}{\tau} \frac{1}{\frac{\Delta r}{x_A}},\qquad(27)$$

$$\frac{C_{\text{Fe}}}{P_{\text{mex}}C_{\text{Fe}}} = \frac{k_2}{k_{o\delta}} \frac{\tau}{\frac{\Delta r}{x_{\Delta}}}.$$
(28)

$$C_{\rm G} = \frac{\gamma_{\rm M} k_0 \delta k_0 \pi k_{\rm ap}^2}{j v A \mu_0} , \qquad (29)$$

$$C_{\rm p} = \frac{jk_0 \delta k_\delta \pi k^2_{\rm ap}}{\gamma_{\rm t} v A \mu_0} \tag{30}$$

И

Здесь

$$C_{\rm Fe} \Rightarrow \frac{2\sqrt{2}k_{\rm n}k_{\rm cd}k_{\rm 0}\gamma_{\rm 1}k_{\rm ap}}{vA_{\pi}} \left(\frac{2}{B_{\rm cn}} + \frac{\pi\lambda}{B_{\rm s}}\right) \tag{31}$$

содержат только заданные величины, и $C_{\rm G}$, $C_{\rm P}$ и $C_{\rm Fe}$ являются постоянными.

Формулами (26), (27) и (28) можно пользоваться при сравнении и оценке обмоток и индукторов.

Из выражений (29), (30) и (31) видно, что следует стремиться к возможно большему значению токовой нагрузки A и поэтому выгодным является двухсторонний индуктор. Относительный расход активной стали не зависит от плотности тока. Последнюю следует выбирать в зависимости от того, желаем ли мы получить возможно малый расход меди или меньшие относительные потери в меди. Желательно также иметь возможно меньшую ширину немагнитного зазора и большую скорость жидкого металла, но только при условии, что учитывается и изменение относительного активного вно-

симого сопротивления $\frac{\Delta r}{x_{\Delta}} = \varepsilon k_{\rm oc}$ по [9].

Проведем анализ величины

$$F_{\rm M} = \frac{G_{\rm M}}{P_{\rm Mex}C_{\rm G}} \frac{\Delta r}{x_{\rm A}}$$

на экстремум по β . Этот экстремум позволяет нам судить о том, какое укорочение шага является наивыгоднейшим при известных величинах $\frac{\tau}{2a}$, k' и k_2 .

Имея в виду, что обмоточный коэффициент k_{o6} является функцией величины укорочения шага

$$k_{\rm o6} = k_{\rm p} \sin\left(\beta \frac{\pi}{2}\right) \tag{32}$$

в относительная длина лобовой части k_1 является функцией β $k_1 = k' \beta$ (33)

(где допушено, что k' = const), получим из (26)

$$F_{\rm M} = \frac{k'\beta\frac{\tau}{2a} + k_2}{\tau k_{\rm p}^2 \sin^2\left(\beta\frac{\pi}{2}\right)}.$$
(34)

Дифференцируя выражение (34) по β и приравнивая результат нулю, условие экстремума получается в виде

$$\operatorname{tg}\left(\beta\frac{\pi}{2}\right) - \pi\beta = \frac{k_{2}\pi}{k'}\frac{2a}{\tau} \,. \tag{35}$$

Зависимость (35) изображена на фиг. 1. Так как всегда $\frac{k_2\pi}{k'}\frac{2a}{\tau} > 0$, то формула (34) имеет экстремум в интервале

$$0,74 < \beta < 1 \tag{36}$$



Фиг. 1.

при соответствующем значении $\frac{2a}{\tau}$, которое определяется по фиг. 1. Анализ показывает, что определенные таким образом экстремумы являются минимумами функции (34), т. е. минимумами расхода меди.

Для определения соотношений между $\frac{2a}{\tau}$ и β , соответствующих минимуму потерь в меди, используется также фиг. 1, только вместо k_2 берется $k_{rn}k_2$ и вместо $k' - k_{ra}k'$. Очевидно, что значение функции (34) по мере увеличения τ монотонно убывает. По [7], величина $\frac{a}{\tau}$ выбирается для получения максимального вносимого активного сопротивления в соответствии с величиной ε по данной в [7] кривой. По полученному соотношению (34) выгоднее для получения минимума расхода меди использовать еще немного меньшие значения соотношения $\frac{a}{\tau}$, чем в графиках [7], где имеется в виду получение максимальной механической мощности. Этот вопрос следует решить при проектировании конкретного насоса по [6, 7, 8].

При анализе функции (34) допущено, что k' постоянна. В действительности k' зависит от типа обмотки и поэтому следует провести сравнительный анализ уже для конкретных типов насоса.

По формуле (28) минимум расхода стали получается при $\beta = 1$.

По полученным формулам рассчитаем относительные расходы меди и стали и относительные потери для электромагнитного насоса ЭМН-7. В расчете используем систему единиц СИ. При этом получим

$$\frac{P_{\rm M}}{P_{\rm Mex}} = \left(\frac{k_1 k_{\rm rA} \tau}{2a k_{o\delta}^2} + \frac{k_2 k_{\rm rB}}{k_{o\delta}^2}\right) \frac{1}{\tau} \frac{j k_0 \delta k_\delta \pi k_{ap}^2}{p_t v A \mu_0} \frac{1}{\varepsilon k_{\rm oc}} = \\ = \left(\frac{2 \cdot 1, 0 \cdot 0, 147}{0, 14 \cdot 0, 966^2} + \frac{1, 05 \cdot 1, 1}{0, 966^2}\right) \frac{1}{0, 147} \times$$

 $\times \frac{3,195 \cdot 10^{6} \cdot 1,1 \cdot 0,039 \cdot 1,148 \cdot 3,14 \cdot 1,041}{37,1 \cdot 10^{6} \cdot 1,1032 \cdot 9,86 \cdot 10^{4} \cdot 4 \cdot 3,14 \cdot 10^{-7}} \cdot \frac{1}{0,575 \cdot 0,358} = 11,7;$

 $\frac{G_{\rm m}}{P_{\rm mex}} = \frac{P_{\rm m}}{P_{\rm mex}} \frac{\gamma_{\rm m}\gamma_{\rm t}}{j^2} = 11.7 \cdot \frac{8.9 \cdot 10^3 \cdot 37.1 \cdot 10^6}{(3.195 \cdot 10^6)^2} = 0.379 \ \kappa \epsilon/\epsilon \tau;$

$$\frac{G_{\rm Fe}}{P_{\rm Mex}} = \frac{k_2}{k_{\rm of}} \frac{\tau}{\varepsilon k_{\rm oc}} \frac{2\sqrt{2} k_{\rm n} k_{\rm cf} k_{\rm 0} \gamma_1 k_{\rm ap}}{\nu A \pi} \times \\ \times \left(\frac{2}{B_{\rm cn}} + \frac{\pi \lambda}{B_3}\right) = \frac{1.05}{0.966} \cdot \frac{0.147}{0.575 \cdot 0.358} \times \\ \times \frac{2 \cdot 1.414 \cdot 1.0875 \cdot 1.58 \cdot 1.10 \cdot 7.8 \cdot 10^3 \cdot 1.020}{1.1032 \cdot 9.86 \cdot 10^4 \cdot 3.14} \left(\frac{2}{0.4457} + \frac{3.14 \cdot 0.421}{1.0154}\right) = \\ = 0.559 \ \kappa \varepsilon/\sigma \tau;$$

Эти же величины, рассчитанные по более точным формулам [10], следующие:

$$\frac{P_{\rm M}}{P_{\rm Mex}} = \frac{2760}{220} = 12,55;$$
$$\frac{G_{\rm M}}{P_{\rm Mex}} = \frac{89,39}{220} = 0,4063 \ \kappa z/\delta T;$$
$$\frac{G_{\rm Fe}}{P_{\rm Mex}} = \frac{G_{\rm crr} + G_{\rm s}}{P_{\rm Mex}} = \frac{91,0+27,3}{220} = 0,5377 \ \kappa z/\delta T.$$

Сравнение рассчитанных величин показывает, что точность полученных в настоящей статье формул удовлетворительна для сравнения индукторов и обмоток.

Использованные обозначения

8		немагнитный зазор;
k'a	1	коэффициент зубчатости (коэффициент Картера);
k",	11-	дополнительный коэффициент воздушного зазора [3];
k. =	= k	
e ko	1	о о то
1.2		C
		металла $(K_2 = -);$
P _t	-	удельная электропроводность меди (пересчитанная на ра- бочую температуру);
Y		удельная электропроводность жидкого металла;
B⊿		магнитная индукция в середине немагнитного зазора;
Δ		высота слоя жидкого металла;
υ		средняя скорость течения жидкого металла;
p'		электромагнитный напор;
γ _m		удельный вес меди;
d'	-	толщина стенки канала;
k _{oб}		обмоточный коэффициент;
m	0	число фаз;
w		число последовательно включенных витков в фазе;
· 1		эффективное значение тока в фазе;
p		число пар полюсов;
U _{MI}	n —	вес меди в пазах;
Омл	,	вес меди для лобовых частей;
G _M		вес меди $(G_{\rm M} = G_{\rm MR} + G_{\rm MR});$
2a	t	ширина слоя жидкого металла;
k ₁	21	относительная длина средней лобовой части $(k_1 = \frac{l_{\pi}}{\tau});$
l _л	1-	средняя длина лобовой части;
τ	1227	полюсное деление;
μ ₀		магнитная постоянная;
S		скольжение;
1	-	длина активной части индуктора;
Roc	1.1.1	коэффициент ослабления давления за счет поперечного краевого эффекта;
R ₀	_	коэффициент, учитывающий ослабление давления за счет продольного краевого эффекта;
QM		производительность насоса;
k'o		коэффициент потерь от полей продольного краевого эффекта;
k _n	7	коэффициент, определяющий степень ослабления поля в центре зазора по сравнению с полем на поверхности ин- дуктора при $2c = \infty$ [3];

уд — удельная электропроводность стенки канала; I_а — активный ток в фазе; I_р — реактивный ток в фазе; ј -- плотность тока; - коэффициент увеличения сопротивления пазовой меди за Rrn счет неравномерного распределения тока по сечению проводника: k_{гл} — то же для меди в лобовых частях; у1 — удельный вес материала магнитопровода (стали); B₂ — магнитная индукция в зубцах; B_{сп} — магнитная индукция в спинке; A — линейная токовая нагрузка; $k_{\rm ap}$ — коэффициент, учитывающий влияние активного тока; $\frac{\Delta r}{x_{\Delta}}$ — относительное активное вносимое сопротивление [8, 9] $\frac{\Delta r}{x_{\Delta}} \left(\frac{\Delta r}{x_{\Delta}} \epsilon k_{oc}\right);$ — электромагнитное скольжение [8]: 3 k_р — коэффициент распределения обмотки; β — относительная длина шага обмотки ($\beta = \frac{y}{\tau}$); — шаг обмотки; y k' — определена формулой (33); G_{сп} — вес спинки магнитопровода; $G_{_3}$ — вес зубцов магнитопровода; λ — отношение глубины паза к полюсному делению ($\lambda = \frac{n_{\pi}}{\pi}$); 2с — ширина индуктора [10]; 2с' — ширина магнитопровода [10]; $k_{c\delta}$ — отношение эквивалентной ширины индуктора к ширине магнитопровода $(k_{c6} = \frac{2c_{\delta}}{2c'})[10];$ $P_{\text{мех}}$ — механическая мощность ($P_{\text{мех}} = p' \cdot 2av\Delta$) [8]. P_м — потери в меди; G_{Fe} — вес активной стали; f — частота питающей сети.

- А. И. Вольдек. О некоторых вопросах проектирования индукционных насосов. Сб. Вопросы магнитной гидродинамики и динамики плазмы. Труды конференции по магнитной гидродинамике. Рига, 1959, стр. 273.
- А. И. Вольдек. Магнитное поле индуктора линейных эелктромагнитных насосов. Известия высших учебных заведений. Электромеханика № 12, 1958.
- М. П. Костенко и Л. М. Пиотровский. «Электрические машины», том П. Госэнергоиздат, 1958.
- 4. И. А. Тютин, Э. К. Янкоп. Электромагнитные процессы в индукционных насосах для жидкого металла. Прикладная магнитогидродинамика. Труды Института физики АН Латвийской ССР, VIII. Издательство АН Латвийской ССР, 1956.
- 5. Н. М. Охременко. Оптимальные геометрические соотношения в индукционных насосах для жидких металлов. Эл-во, 1961, № 9, стр. 10.
- Х. И. Янес. Учет влияния вторичной системы в линейной плоской магнитогидродинамической машине. Труды Таллинского политехнического института, 1962, серия А, № 197, стр. 37.
- 7. Х. И. Янес, Х. А. Лийн. Исследование режимов плоского индукционного насоса. Труды Таллинского политехнического института, 1962, серия А. № 197, стр. 85.
- 8. Х. И. Янес, Х. А. Таммемяги, А. В. Конт. Формуляр контрольного расчета плоского индукционного насоса. Труды Таллинского политехнического института, 1962, серия А, № 197, стр. 167.

TALLINNA POLUTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 214

1964

УДК 621.318.38

Э. В. Валласте, Х. И. Янес

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ МАГНИТНОГО ПОЛЯ ПРЯМОУГОЛЬНОЙ КАТУШКИ

1. Постановка задачи

Как известно, методика расчета главного магнитного поля электрических машин основывается на предположении, что поле в воздушном зазоре машины является плоскопараллельным, т. е. двухмерным. При обыкновенных конструкциях электрических машин с узкими воздушными зазорами такое упрощение оправдано, так как расчет магнитного поля при этом существенно упрощается, а погрешность расчета незначительна.

В последние годы разрабатываются индукционные желобы для транспорта жидкого чугуна, имеющие односторонний ферромагнитный магнитопровод. Над этим магнитопроводом магнитное поле является в основном трехмерным и расчет его обычной методикой расчета электрических машин невозможен, а двухмерный расчет не дает удовлетворительных результатов. Так например, расчетные и экспериментальные параметры индукционного желоба, спроектированного и изготовленного в Московоском автозаводе им. И. А. Лихачева имели расхождение до 40% [3]. Такие погрешности расчета, разумеется, недопустимы и свидетельствуют о непригодности использованной методики расчета.

Одной возможностью расчета трехмерного магнитного поля является метод, основанный на использовании закона Био-Савара. Эта методика расчета базируется на дискретном распределении токов в проводниках. Так как в индукционном желобе магнитное поле в основном существует в немагнитной среде, то целесообразно начать исследование из рассмотрения катушки в однородном диэлектрике, а в последующих этапах определить влияние наличия магнитопровода.

В этой статье ограничимся определением распределения магнитной индукции прямоугольной катушки в воздухе. На-

ходим также нормальную составляющую средней магнитной индукции, определение которой весьма важно при создании бегущего магнитного поля системой катушек с токами.

2. Магнитное поле отрезка проводника с током в воздухе

Пусть отрезок проводника с током, находящийся в однородном диэлектрике, имеет длину 2*a* (фиг. 1). Ось проводника совпадает с прямой

 $x = x_1 = \text{const}, \ z = z_1 = 0.$

Индексами 1 обозначены координаты проводника с током.



Фиг. 1. Прямолинейный отрезок с током и точка на параллельном отрезке

В точке K(x, y, z), лежащей на отрезке линии b - b, от элемента тока idy_1 , находящегося в точке $(x_1, y_1, 0)$, создается элементарная составляющая магнитной индукции согласно закону Био-Савара [1]

$$dB = \frac{\mu u}{4\pi r^2} \cdot \sin \alpha \, dy_1. \tag{1}$$

Здесь

r' — расстояние между точкой К и элементом тока,

 α — угол между направлением элемента тока и направлением прямой от элемента тока к точке K.

Магнитная индукция в точке *К* от тока в отрезке проводника длиной 2*a* согласно [2] выражается формулой:

$$B = \frac{\mu i}{4\pi r} \left(\cos \alpha_1 + \cos \alpha_2 \right), \tag{2}$$

где *г* — расстояние между двумя прямыми. Одна из них проходит вдоль оси проводника с током, а другая — вдоль оси отрезка, на котором определяется индукция. Это расстояние определяется зависимостью:

$$r = \sqrt{(x_1 - x)^2 + z^2}.$$
 (3)

Углы α₁ и α₂ показаны на фиг. 1. В выражении (2)

$$\cos a_{1} = \frac{a+y}{\sqrt{(a+y)^{2}+r^{2}}},$$

$$\cos a_{2} = \frac{a-y}{\sqrt{(a-y)^{2}+r^{2}}}.$$
(4)

Представим выражение (2) в виде:

$$B = \frac{\mu i}{4\pi a} \cdot \frac{a}{r} (\cos \alpha_1 + \cos \alpha_2) = k\overline{B},$$

где



Фиг. 2. Распределение магнитной индукции от прямолниейнсго отрезка с током

$$k = \frac{\mu i}{4\pi a},$$

 $\overline{B} = \frac{a}{r} \left(\cos a_1 + \cos a_2 \right).$

Зависимость относительной магнитной индукции $\overline{B} = f\left(\frac{\eta}{a}\right)$ при различных отношениях $\frac{r}{a}$, т. е. при различных расстояниях от проводника, дана на фиг. 2.

Из этих кривых видно, что величина магнитной индукции изменяется вдоль линии отрезка проводника тем плавнее, чем больше расстояние *r*.

Линия вектора магнитной индукции, проходящая через точку K, имеет форму окружности, центр которой находится в точке K' (фиг. 1), на прямой вдоль оси проводника.

Выражением (2) можно определить магнитную индукцию на расстоянии r в любой точке пространства. При этом сумму $\cos \alpha_1 + \cos \alpha_2$ можно определить графически, как это показано на фиг. 3.



Составляющие, т. е. проекции вектора магнитной индукции по осям x и z выражаются следующими зависимостями:

$$B_{\rm x} = B \sin \gamma = \frac{\mu i z}{4\pi r^2} \left(\cos \alpha_1 + \cos \alpha_2 \right), \tag{5}$$

$$B_{z} = B \cos p = \frac{\mu i}{4\pi} \frac{(x_{1} - x)}{r^{2}} (\cos a_{1} + \cos a_{2}), \qquad (6)$$

где согласно фиг. 1

$$\sin \gamma = \frac{z}{r} \, \, \text{i} \, \cos \gamma = \frac{x_1 - x}{r}$$

При
$$y = 0$$
 имеем для B_z согласно (4) и (6):
 $B_{z0} = \frac{\mu i}{2\pi} \cdot \frac{x_1 - x}{(x_1 - x)^2 + z^2} \cdot \frac{a}{\sqrt{(x_1 - x)^2 + a^2 + z^2}}.$ (6-а)

Над проводником нормальная составляющая магнитной индукции $B_z = 0$. Выражение (6) пригодно при любых значениях x.

3. Средняя индукция на параллельной и на поперечной косой линии от отрезка проводника с током

Определяем среднюю величину нормальной составляющей магнитной индукции $B_{\rm cp}$ на протяжении отрезка прямой линии длиной 2b, расположенной параллельно отрезку проводника с током и симметрично плоскости x - z (см. фиг. 1). Для этого следует, учитывая симметрию, интегрировать выражение (2) в пределах от 0 до b.

$$B_{\rm cp} = \frac{1}{b} \int_{0}^{b} Bdy = \frac{\mu i}{4\pi b} \left(\frac{\sqrt{(a+b)^2 + r^2}}{r} - \frac{\sqrt{(a-b)^2 + r^2}}{r} \right) =$$
$$= \frac{\mu i}{4\pi b} \left(sc\Theta_1 - sc\Theta_2 \right),$$

где углы Θ_1 и Θ_2 видны из фиг. 1.

Для сокращения расчетной работы и особенно в случаях, когда требуется определить B_{cp} на различных расстояниях от проводника или от различных проводников с током, можно пользоваться графическим методом определения разностей $sc\theta_1 - sc\theta_2$. Этот метод показан на фиг. 4.



Нормальная составляющая средней магнитной индукции B_{zcp} , которая представляет главный интерес при решении практических задач, определяется аналогично выражению (6) умножением на соз γ .

$$B_{zcp} = \frac{\mu i}{4\pi b} \cos \gamma (sc\theta_1 - sc\theta_2) =$$

= $\frac{\mu i}{4\pi b} \cdot \frac{x_1 - x}{r^2} \left(\sqrt{(a+b)^2 + r^2} - \sqrt{(a-b)^2 + r^2} \right).$ (8)

Нормальная составляющая магнитной индукции на том же отрезке прямой длиной 2b, проекция которой перпендикулярна проводнику с током длиной 2d с координатами концевых точек (d, y, 0) и (-d, y, 0) согласно фиг. 5 определяется аналогично выражению (6):



Фиг. 5. Прямолинейный отрезок с током и точка на косом и перпендикулярном отрезке

$$B_{z} = \frac{\mu i}{4\pi} \cdot \frac{y_{1} + y}{(y_{1} + y)^{2} + z^{2}} \left(\cos \alpha_{1}' + \cos \alpha_{2}' \right). \tag{9}$$

Формулу (9) получим, если в выражении (6) вместо $(x_1 - x)$ подставим $(y_1 + y)$ и в выражениях (4) (a + y) и (a - y) заменим соответственно на (d + x) и разностью (d - x).

Следовательно

$$\cos \alpha'_{1} = \frac{d+x}{\sqrt{(d+x)^{2} + (y_{1}+y)^{2} + z^{2}}},$$

$$\cos \alpha'_{2} = \frac{d-x}{\sqrt{(d-x)^{2} + (y_{1}+y)^{2} + z^{2}}}.$$
(10)

В этом случае формула (3) приобретает вид:

$$r = \sqrt{(y_1 + y)^2 + z^2}.$$

Среднее значение нормальной составляющей магнитной индукции на том же отрезке получим интегрированием выражения (9).

$$B_{zcp} = \frac{1}{2b} \int_{-b}^{b} B_z \cdot dy = \frac{\mu i}{4\pi} \cdot \frac{1}{4b} \ln \left[\frac{n + (d+x)}{n - (d+x)} \times \frac{m + (d-x)}{m - (d-x)} \cdot \frac{p - (d+x)}{p + (d+x)} \cdot \frac{q - (d-x)}{q + (d-x)} \right].$$
(11)

Здесь расстояния между концами отрезков 2d и 2b согласно фиг. 5 равны:

$$n = \sqrt{(d+x)^{2} + (y_{1}-b)^{2} + z^{2}},$$

$$m = \sqrt{(d-x)^{2} + (y_{1}-b)^{2} + z^{2}},$$

$$p = \sqrt{(d+x)^{2} + (y_{1}+b)^{2} + z^{2}},$$

$$q = \sqrt{(d-x)^{2} + (y_{1}+b)^{2} + z^{2}}.$$
(11-a)

Приведенная формула пригодна и для случая, когда проводник с током противоположного направления находится симметрично плоскости x - z, так как выражение (1) не зависит от знака y_1 .

4. Магнитное поле прямоугольного контура

Нормальная составляющая магнитной индукции около прямоугольного контура с током, находящегося в однородном диэлектрике, определяется с учетом вышеизложенного, как суммарная величина от нормальных составляющих индукции четырех сторон токового контура.

Согласно формулам (4), (6) и (9), (10) магнитная индукция в точке *K* (фиг. 6) выражается формулой:

$$B_{z} = \frac{\mu i}{4\pi} \left\{ \frac{d-x}{(d-x)^{2}+z^{2}} \left(\cos a_{1(1)} + \cos a_{2(1)} \right) + \frac{d+x}{(d+x)^{2}+z^{2}} \left(\cos a_{1(2)} + \cos a_{2(2)} \right) + \frac{a+y}{(a+y)^{2}+z^{2}} \cos a_{1(3)} + \cos a_{2(3)} \right) + \frac{a-y}{(a-y)^{2}+z^{2}} \left(\cos a_{1(4)} + \cos a_{2(4)} \right).$$

$$(12)$$

Здесь индексы (1) ... (4) соответствуют обозначениям сторон контура на фиг. 6. В выражении (12) $\cos \alpha_{1(1)}$ и $\cos \alpha_{2(1)}$, а также $\cos \alpha_{1(2)}$ и $\cos \alpha_{2(2)}$ совпадают с формулами (6) и (4), если вместо x_1 подставить d или соответственно — d.

Для перпендикулярных к прямой b - b сторон контура соs $a_{1(3)}$ и соs $a_{2(3)}$, а также соs $a_{1(4)}$ и соs $a_{2(4)}$ совпадают с формулами (9) и (10), если вместо y_1 подставить a или соответственно — a. Члены выражения (12) от второй и чет-



Фиг. 6. Прямоугольный контур и точка на отрезке, параллельном к двум сторонам

вертой сторон (2-ой и 4-й член) приобретают дополнительно обратный знак от противоположного направления тока.

Среднее значение нормальной составляющей магнитной индукции на отрезке прямой длиной 2b от тока в контуре получается интегрированием выражения (12).

$$B_{zcp} = \frac{1}{2b} \int_{-b}^{b} B_z dy = \frac{\mu i}{4\pi b} \left\{ \frac{d-x}{\sqrt{(d-x)^2 + z^2}} \left(sc\Theta_{1(1)} - sc\Theta_{2(1)} \right) + \frac{d+x}{\sqrt{(d+x)^2 + z^2}} \left(sc\Theta_{1(2)} - sc\Theta_{2(2)} \right) + \frac{1}{2} \ln \left[\frac{n+(d+x)}{n-(d+x)} \cdot \frac{m+(d-x)}{m-(d-x)} \cdot \frac{p-(d+x)}{p+(d+x)} \cdot \frac{q-(d-x)}{q+(d-x)} \right] \right\}.$$
(13)

Здесь первые два члена в фигурных скобках соответствуют выражению (8), если вместо x_1 подставить соответственно d и -d. В последнем случае следует приписать еще знак (—), так как ток отрицателен. Логарифмический член два раза больше выражения (11), так как учитывает влияние двух сторон контура.

Для анализа выражение (13) целесообразно представить в виде произведения двух величин:

$$B_{zcp} = k' B_{zcp}$$

Здесь постоянный множитель

$$k'=\frac{\mu i}{4\pi b}\,,$$

B_{zcp} — нормальная составляющая средней индукции в виде



Фиг. 7. Среднее значение нормальной составляющей магнитной индукции прямоугольного контура с током в зависимости от расстояния: кривые 1 и 2 — составляющие от параллельных сторон к отрезку линии, на котором определяется средняя индукция; кривая 3 — то же самое от двух поперечных сторон; кривая 4 — сумма кривых 1 и 2; кривая 5 — результирующая

относительной величины. В_{гер} равняется выражению в фигурных скобках в формуле (13).

Для наглядной иллюстрации распределения среднего значения нормальной составляющей магнитной индукции рассчитана зависимость $\overline{B}_{zcp} = \overline{f}(x)$ при z = const = 1 см, 2b = 10 см и размеры контура $2a \times 2d = 20 \times 6$ см. Результаты расчета по отдельным членам выражения (13) представлены на фиг. (7). Из кривых видно, что те составляющие, которые обусловлены параллельными к отрезку 2b сторонами контура, являются знакопеременными и зависят от x в широких пределах. Логарифмический член выражения имеет при этих параметрах относительно малое значение и мало изменяется вдоль оси x.

5. Магнитное поле прямоугольной катушки

Все выражения, полученные выше для прямоугольного контура с током, пригодны и для определения магнитного поля прямоугольной катушки, если поперечные размеры сторон катушки малы по сравнению с расстоянием точки, где определяется индукция. В этом случае в выражении (13) ток



Фиг. 8. Распределение нормальной составляющей магнитной индукции на плоскостях симметрии прямоугольной катушки с током:

слева — плоскость симметрии параллельна меньшей стороне; внизу — плоскость симметрии параллельна большей стороне. Сплошные кривые — расчетиые, точки — экспериментальные



i заменяется на произведение i'w, где w — число витков в катушке и i' — ток в витке.

Для проверки годности выражения (13) был проведен ряд измерений магнитной индукции над прямоугольными катушками, имеющими различные размеры. На фиг. 8 приведе-

ны расчетные кривые и экспериментальные точки для прямоугольной катушки с осевыми размерами 17 × 8,5 см и размерами поперечного сечения сторон 2 × 1,2 см. Измерения проводились зондированием поля пробной катушкой (диаметр 5 мм, высота 4 мм) с чувствительностью 6,33 · 10⁻⁵ т/мв.

На фиг. 8 (слева) дано распределение нормальной составляющей магнитной индукции по оси х; на фиг. 8 (внизу) вдоль оси у на расстоянии 20 мм от плоскости контура. Ось х параллельна меньшим сторонам катушки. Ось у параллельна большим сторонам катушки. Ток витка катушки i' = 9aи число витков w = 70.

Как видно из приведенных данных, расчетные и экспериментальные результаты практически совпадают.

Из полученных результатов можно заключить, что предлагаемая методика расчета магнитной индукции применима при проектировании электромагнитных устройств с прямоугольными катушками без ферромагнитных сердечников. При использовании этих результатов к расчету электромагнитных желобов необходимо изучить влияние магнитопровода с конечными размерами и конфигурацию лобовых частей катушек.

ЛИТЕРАТУРА

- Л. Р. Нейман и П. Л. Калантаров. Теоретические основы электротехники, І ч. Госэнергоиздат, 1959.
 В. А. Говорков. Электрические и магнитные поля. Госэнергоиздат,
- 1960
- 3. Л. А. Верте. Разработка и исследование электромагнитных насосови желобов промышленной частоты для транспорта жидкого чугуна. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук-1961.



TALLINNA POLUTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

Nº 214

1964

91

УДК 621. 318. 38

Э. М. Ристхейн, Х. А. Тийсмус, Х. И. Янес

ОСНОВНЫЕ ДАННЫЕ И КОНСТРУКТИВНЫЕ ОСОБЕН-НОСТИ МАГНИЕВОГО НАСОСА ЭМН-7

Насос ЭМН-7, разработанный и построенный в Таллинском политехническом институте в 1962 г., относится к плоским линейным индукционным насосам с двухсторонним индуктором, имеющим трехфазную диаметральную обмотку с корригирующими катушками во всех фазах.

Насос имеет следующие технические показатели.

Номинальная производительность при перекачке магния	
а) массовая, кг/сек	2,0
б) объемная, м ³ /сек	0.0014
Высота подачи магния, м	6,0
Номинальная температура магния, °С	750
Габариты, мм: длина	1040
ширина	575
высота	420
Масса, кг	310
Габаритный объем, м ³	0,25
Активная длина индуктора и канала, мм	750
Немагнитный зазор, мм	36
Размеры поперечного сечения канала, мм.	9×140
Толщина стенки канала, мм	3
Материал канала	сталь Х25
Марка обмоточного провода ПСДК	, Ø 1,62/1,89
Охлаждение обмоток — принудительное воздушное с отдель-	
ным вентилятором	
Подогрев канала — индукционный	
Регулирование производительности:	
а) ступенчатое — путем переключения обмоток индуктора	
б) плавное — путем изменения напряжения питания	
Запирание насоса — переключением обмоток на реверс	
Номинальное напряжение, в	380
Номинальная частота, ец.	50
Число фаз	3
Соединение фаз — двойная звезда	
Число пар полюсов	
а) в режиме перекачивания	2
б) в режиме подогрева	79460 1

Потребление в режиме перекачивания:	
ток, а	53
кажущаяся мощность, ква	35
активная мощность, квт	6,9
Потребление в режиме подогрева	50
ток, а	52
кажущаяся мощность, ква	34
активная мощность, квт	0,0
Механическая мощность по подъему в номинальном режиме	0 10
перекачивания, квт	0,12
Передаваемая жидкому металлу тепловая мощность в номи-	0.0
нальном режиме, квт	2,0
Суммарная полезная мощность в номинальном режиме, квт.	2,4
Коэффициент полезного действия по механической мощности	0,017
Коэффициент полезного действия по суммарнои полезной	0.24
мощности и в номинальном режиме	0,54
Коэффициент мощности	0.00
а) в номинальном режиме	0,20
о) в режиме подогрева	0,19
Удельная масса, отнесенная	000
а) к кажущеися мощности в номинальном режиме, кг/ква.	8,9
о) к механическои мощности в номинальном режиме,	000
K2/KBT	200
BI K FADADUTHOMY ODDEMY K2/M ⁹	1/41

¹ В механическую мощность по подъему металла не входит мощность, затрачиваемая на преодоление гидравлических сопротивлений канала насоса и металлотракта.

Габаритные и установочные размеры насоса приведены на фиг. 1, схематический поперечный разрез — на фиг. 2. На фиг. 3 представлен общий вид насоса без теплоизоляционной конструкции канала и крышки клемной коробки.

Конструктивная разработка насоса велась в следующем порядке:

а) определение размеров и выбор материала канала;

б) разработка индуктора;

в) разработка теплоизоляционных, вентиляционных, токопроводящих и крепежных конструкций. В настоящей статье рассматриваются все эти узлы в отдельности.



Фиг. 1. Габаритные и установочные размеры насоса ЭМН-7



Фиг. 2. Поперечный разрез насоса:

1 — канал, 2 — теплоизоляция канала, 3 — обмотка, 4 — магнитопровод, 5 — штепсельный разъем; 6 — клеммная коробка. Стрелками указано направление охлаждающего воздуха

Канал насоса

Канал как наиболее ответственный узел насоса был разработан с учетом опыта ТПИ и технических условий заказчика. Основные требования были сформулированы следующим образом.

- 1. Активная зона канала должна иметь щелевидное сечение с внутренними размерами (5...10) × (100...200) мм.
- 2. Концы канала должны иметь круглое сечение, а переход от щелевидного сечения к круглому должен быть плавным; при этом концы и активная зона канала должны быть соосными.
- 3. Соединение канала с внешним металлотрактом должно быть сварным.
- 4. Стенки канала должны иметь толщину не менее 3 мм.
- 5. Стенки канала должны быть немагнитными при температуре свыше 650° С.
- 6. Внутренняя поверхность канала должна быть устойчивой к воздействию жидкого магния, движущегося со скоростью



порядка 1...2 *м/сек*, а наружная поверхность не должна окисляться в воздухе при температуре до 800° С.

 Материал и конструкция канала должны выдерживать циклические изменения температуры в пределах от 20 до 800° С и внезапные изменения температуры в диапазоне от 660 до 800° С.

После рассмотрения ряда вариантов и проведения испытаний во Всесоюзном алюминиево-магниевом институте на устойчивость в жидком магнии, были изготовлены 2 канала, размеры которых приведены на фиг. 4. Первый канал изготовлен из хромистой стали X25 с толщиной стенки в 3 мм без внутреннего защинтого покрытия, а другой имел покрытие из окиси алюминия, нанесенное во ВНИИАВТОГЕН методом порошкового напыления горелкой УПН-5.



Рис. 4. Канал насоса.

По нашим данным хромистая сталь X25 не имеет ферромагнитных свойств при температуре 600° С, а удельное сопротивление этой стали при температуре 750° С составляет 1,15 · 10⁻⁶ ом · м. Таким образом, рекомендованный ВАМИ материал канала вполне удовлетворяет поставленным требованиям.

Канал состоит из двух половинок, соединенных газовой сваркой таким образом, чтобы образовался щелевидный проход. Нужная геометрия половинок канала получается прессовкой в специальных формах. Щель канала по обоим концам переходит в круглое сечение в т. н. диффузорах. Диффузоры свариваются с круглыми трубопроводами установки газовой сваркой. Канал и насос устанавливаются таким образом, чтобы между осью его и горизонталью образовался угол 8...12°. Это способствует опорожнению канала при остановке всего агрегата. Благодаря значительной толщине стенок и специальной схеме включения обмоток нагрев канала удалось выполнить вихревыми токами. Эта возможность позволяет существенно упростить конструкцию тепловой изоляции и уменьшить немагнитный зазор насоса.

Тепловая изоляция канала

Использование эффективной тепловой изоляции позволяет решить две задачи:

a) предохранение электрической изоляции обмоток насоса от чрезмерного повышения температуры;

б) ограничение рассеяния тепла в канале и уменьшение перепада температуры металла при его проходе через канал.

Первое положение позволяет снизить мощность, расходуемую на вентиляцию обмоток.

Второе обстоятельство ведет к снижению мощности подогрева всего металлотракта.



Фиг. 5. Схема конструкции тепловой изоляции канала:

1 — канал. 2 — пеносиловая плита, 3 — стеклотканевый изоляционный слой, 4 — пакет магнитопровода, 5 — крепежный лист, немагнитный, 6 — асбоцементная планка, 7 — алюминиевый крепежный угольник, 8 — полоса из немагнитной стали, 9 — крепежный болт с гайкой, 10 — перлитовый порошок, 11 — датчик течи

На фиг. 5 изображена конструкция тепловой изоляции канала ЭМН-7. Она собрана из пеносиловых пластинок размерами $150 \times 100 \times 10$ мм. Крепление основной тепловой изоляции к индукторам оказалось необходимым не только по условиям быстрого доступа к каналу, но и в связи с тем, что высококачественная и достаточно дорогостоящая тепловая изоляция должна по экономическим соображениям меняться реже чем канал. В насосе ЭМН-7 плиты пеносила прижимаются к индуктору при помощи листа из нержавеющей стали IX18H9T толщиной 0,5 мм. Этот лист закреплен двумя рядами болтов к дюралюминиевому угольнику, который на концах соединяется с торцевой плитой насоса.

Между плитами пеносила и индуктором предусмотрена дополнительная теплоизоляция из 10 слоев непропитанной стеклоткани с общей толщиной 1,5 мм. Задачей этого слоя, помимо увеличения теплового сопротивления, является некоторое уменьшение жесткости конструкции во избежание крошения хрупкого пеносила под воздействием усилий от тепловых деформаций канала.

В качестве боковой теплоизоляции применен перлитовый порошок, который засыпается в свободное боковое пространство до соединения двух половин насоса. Высыпание этого порошка из щели между угольниками исключается при помощи полос из нержавеющей стали. В боковом пространстве расположены также датчики течи канала — нихромовые проволоки, изолированные фарфоровыми бусами (см. 11 на фиг. 5). Крепежная конструкция тепловой изоляции содержит также асбоцементные пластинки 6, всего 4 штуки.

Описанная выше тепловая изоляция при наличии принудительной вентиляции обмоток обеспечивает допустимый температурный режим обмоток и всего насоса.

Падение температуры при прохождении жидким металлом канала насоса незначительно — порядка долей градуса. Точное его значение невозможно было установить имеющимися при опытах измерительными приборами.

Индуктор насоса

Индуктор образует первичную электромагнитную систему насоса. Он состоит из магнитопровода и обмоток с электроизоляцией.

Магнитопровод состоит из двух пакетов, собранных из листов трансформаторной стали ЭІІ толщиной 0,5 мм и боковых щек толщиной 10 мм. Каждый пакет размерами 750 × 140 × 126 стянут пятью крепежными изолированными болтами, пропущенными через спинки пакетов. На внутренней стороне пакетов поштучно проштампованы пазы размерами 17,1 × 62 мм. Ширина зубца составляет 7,4 мм. Каждый пакет имеет 30 одинаковых пазов — 24 для размещения основной части обмотки и по 3 с каждого конца — для размещения половин катушек корригирующей обмотки.

На фиг. 6 изображена схема обмоток индуктора индукционного насоса ЭМН-7.

Общее количество выводов равно 24. Это необходимо для

7 Насосы





Фиг. 6. Схема обмоток индуктора: а) верхняя половина, б) нижняя половина

переключения числа пар полюсов. Индексом 6 обозначены концы верхней половины индуктора, а индексом *н* — нижней половины. Остальные обозначения соответствуют общепринятым. Пазовая изоляция обмоток выполнена теплостойким стекломиканитом и стеклолакотканью ЛСК-7. Пазовые клинья изготовлены из стеклотекстолита.

Прочие узлы

Клеммная плита крепится к нижней половине индуктора (см. фиг. 3). Она изготовлена из текстолита и имеет 24 клеммы. Чтобы обеспечить легкий доступ к каналу насоса в случае необходимости его осмотра или замены, необходимо было предусмотреть удобное отсоединение выводов обмоток верхнего индуктора от клеммника. Это условие выполняется при помощи конструкции, изображенной на фиг. 7. Разъемное токопроводящее сочленение состоит из ножей и губок, которые образуют соответствующие контакты при опускании верхней половины индуктора на нижнюю и фиксации последней.



Фиг. 7. Разъемное сочленение для выводов верхней половины индуктора

Для соединения всех частей насоса каждая половина индуктора прикреплена к соответствующей несущей раме (остову), состоящей из торцевых листов толщиной 15 мм и боковых угольников $50 \times 50 \times 5$ мм. К верхнему остову прикреплены 2 рымболта, к нижнему — лапы насоса. Насос покрыт кожухом из листовой стали толщиной 1,5 мм. Щель между двумя половинами насоса уплотнена асбестовым шнуром. Таким образом кожух насоса не только защищает обмотки

7*

от механических воздействий, но и образуєт вентиляционные каналы для охлаждающего воздуха, показанные стрелками на фиг. 2.

Холодный воздух для вентиляции насоса подается отдельным вентилятором снизу, омывает лобовые части обмоток, магнитопровод и выходит через щели в кожухе верхней половины индуктора.

Центровка двух половин насоса при монтаже осуществляется при помощи четырех центровочных штырей, прикрепленных к нижней половине насоса.

Насос симметричен по отношению к вертикальной поперечной плоскости. Следовательно, при установке насос можно расположить так, чтобы клеммная коробка оказалась слева либо справа.

В заключение следует отметить, что конструкция насоса ЭМН-7 компактна, доступна осмотру канала и выполнена с учетом требования минимального расхода материалов.

Компактность конструкции достигается введением поперечной вентиляции и индукционного нагрева канала. Быстрый доступ к каналу обеспечивается разъемным сочленением обмоток, прикреплением тепловой изоляции к индукторам и применением минимального количества болтов для крепления двух половин насоса (4 болта). Однако, в дальнейшем целесообразно упростить конструкцию тепловой изоляции с целью облегчения монтажных работ и повышения надежности.

TALLINNA POLUTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 214

1964

УДК 621. 318. 38

Х. А. Тийсмус, А. В. Конт

СИСТЕМЫ ПИТАНИЯ, ИЗМЕРЕНИЯ, УПРАВЛЕНИЯ И КОНТРОЛЯ ОПЫТНОЙ УСТАНОВКИ ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ НАСОСА ЭМН-7 НА ЖИДКОМ МАГНИИ *

1. Силовые цепи

Перечисленные системы насоса ЭМН-7 и опытной установки в целом были разработаны в ТПИ с учетом возможности максимального приближения условий испытания к промышленным и требований, вытекающих из программы испытаний. Важными условиями для выполнения экспериментальных исследований считались гибкость управления, возможность регулировки напора и температуры металлотракта и непрерывность электропитания. Относительная сложность цепей питания, измерения и управления объясняется исследовательским характером установки. В промышленных условиях эти цепи могут быть упрощены в значительной мере.

Основными потребителями электроэнергии лабораторной установки были индукторы насоса ЭМН-7 и нагревательные элементы. По вышеизложенным соображениям была предусмотрена возможность питания индукторов прямо от сети напряжением 380 в и от сети напряжением 220 в через индукционный регулятор, как показано на фиг. 1. На фотографии фиг. 2 показаны силовой распределительный щит, линейные контакторы и индукционный регулятор.

Обе сети питания имеют по одному линейному контактору (\mathcal{J}_1 и \mathcal{J}_2 на фиг. 1), которые позволяют в случае необходимости полностью обесточить всю установку. При помощи переключателя P_1 можно переходить от одной системы питания к другой.

В силовую цепь индуктора насоса введены реверсивные контакторы В и Н. Они служат для раверсирования направ-

* В работе принимал участие зав. лабораторией К. И. Шильф.



Фиг. 1

ления движения магнитного поля, главным образом при остановке, чтобы опорожнить канал насоса от жидкого магния. Кроме того, реверсирование струи может оказать благоприятное влияние на пуск насоса при недостаточно высокой температуре канала. Вероятно реверсирование струи способствует нивелированию температур внутри канала и устранению локальных очагов замораживания металла.

Силовая цепь индукторов содержит комплект электроизмерительных приборов для измерения фазных токов, напряжений и мощностей. На фиг. З видна фотография щита управления, комплекта электроизмерительных приборов и щитовых амперметров для контроля токов в нагревательных цепях. Измеряемые величины необходимы для определения электромагнитных и энергетических показателей насоса.

Переход от одной сети питания к другой не требует изменения измерительной схемы. На работу измерительной схемы не влияет переход от режима нагревания канала к рабочему режиму насоса. Этот переход осуществляется контакторными группами K_1K_2 и K_3K_4 . В режиме нагревания канала включены контакторы K_1 и K_2 , что обеспечивает максимальную скорость магнитного поля (2p = 2). Включением контакто-



Фиг. 2



ров K_3 и K_4 создается четырехполюсная схема включения обмоток (2p = 4), что уменьшает скорость движения магнитного поля вдвое. Тем самым улучшаются условия проникновения магнитного поля в проводящую среду и развиваемый насосом напор увеличивается, т. к. одновременно изменяется коэффициент ослабления.

В насосе ЭМН-7 фазные обмотки как верхнего, так и нижнего индукторов разделены на две равные части, чтобы иметь возможность изменения числа пар полюсов. Для уменьшения числа контакторов при переключении половинки одноименных фазных обмоток верхнего и нижнего индукторов включены параллельно. Приведенная на фиг. 1 схема позволяет получить два режима насоса (при постоянном напряжении питания) при помощи всего лишь четырех трехполюсных контакторов. Такое решение вполне соответствовало поставленным требованиям, так как наличие в системе индукционного регулятора позволило получить практически все необходимые с точки зрения регулирования напора насосной установки электрические режимы.

Нихромовые проволочные нагревательные элементы для нагрева металлотракта питались непосредственно из сети напряжением 380 в. Нагреватели плавителя управлялись контакторами С и П; остальные цепи управлялись рубильниками. Исправность нагревательных цепей контролировалась щитовыми амперметрами, которые видны на фиг. 3 справа.

Так как тепловая изоляция выполнялась в виде полуцилиндрических разъемных скорлуп, футерованных диатомовым кирпичем, нагревательные элементы приходилось составлять из двух параллельно включенных нагревателей. Такой способ включения нагревателей имеет известные преимущества перед последовательной схемой включения. Перегорание нагревателя одной половины цилиндра не вызывает быстрого замерзания металла в данном участке трубопровода. Выгоднее использовать короткие секции нагревателей с целью более гибкого регулирования температуры тракта.

В силовую цепь включались также вентиляторы насоса и индукционного регулятора.

2. Вспомогательные цепи и узлы

Схема цепей управления, контроля и сигнализации представлена на фиг. 4. В любом режиме работы опытной установки включен линейный контактор \mathcal{J}_2 , т. к. все нагревательные элементы питались от сети напряжением 380 в. При питании индукторов насоса из сети напряжением 220 в вся установка в случае аварии может быть обесточена линей-




ными контакторами \mathcal{J}_1 и \mathcal{J}_2 . Поэтому эти контакторы управляются общей цепочкой управления. Выключение установки возможно с трех постов управления кнопками C_1 . Сигнальная лампа $C\mathcal{J}_1$ показывает наличие напряжения в цепях управления установки.

Если линейные контакторы должны всегда работать совместо, то реверсивные контакторы B и H не должны никогда включаться одновременно, т. к. одновременное их включение равносильно короткому замыканию на шинах. Блокировка контакторов B и H выполнена при помощи кнопок управления. Включение контакторов H и B контролируется на щите управления сигнальными лампами $CЛ_2$ и $CЛ_3$.

Переключение контакторных групп K_1K_2 и K_3K_4 для перевода насоса из режима нагрева в рабочий выполняется кнопками Π_2 и Π_3 . Здесь введена также взаимоисключающая блокировка посредством контактов кнопок управления, а соответствующая сигнализация — лампами CJ_5 и CJ_4 на щите управления (фото на фиг. 3). Упомянутые блокировки можно усилить соответствующими блокконтактами контакторов.

Нагревательные элементы 1...4 (см. фиг. 1) предусмотрены для нагревания плавителя. Они могут включаться последовательно, либо попарно параллельно. В режиме плавки магния используется только вторая схема. В насосном режиме возможен переход на последовательную схему включения или кратковременное отключение этих нагревательных элементов.

На опытной установке ТПИ было предусмотрено ручное и автоматическое поддержание температуры плавителя. Температура магния в плавителе определялась защищенной кожухом и опущенной в металл термопарой хромель-алюмель. При ручном управлении контакторами С и П переключатель B_3 находится в верхнем положении (см. фиг. 4). В нижнем положении переключателя B_3 нагревательная система плавителя переведена на автоматическое управление потенциометром ПСР-101. В этом случае попарно параллельно соединенные нагревательные элементы либо включаются, либо отключаются в зависимости от температуры жидкого магния. Потенциометр ПСР-101 поддерживает заданную температуру жидкого магния в плавителе и записывает кривую температуры во времени. Контроль работы нагревательного узла плавителя выполнен сигнальными лампами СЛ₆ и СЛ₇.

Нагревательные элементы 5...12 относятся к другим участкам металлотракта и управляются только вручную. Температуры этих участков измерялись также термопарами хромель-алюмель и милливольтметром. Интересно отметить,



Фиг. 5

что в установившемся температурном режиме нагреватели приемного патрубка и напорного трубопровода могут быть отключены без ущерба для режима.

Самой тяжелой аварией на установке считался прорыв канала и вытекание магния с последующим его возгоранием. Поэтому в схему была введена аварийная сигнализация течи канала, работающая по принципу образования цепи через вытекший из канала магний на корпус. Датчиком течи является нихромовый, изолированный бусами от корпуса насоса провод ДТ, огибающий боковые грани канала. При прорыве магния цепь замыкается на электрозвонок $3e_1$ и сигнальные лампы $CЛ_8$ и $CЛ_9$. Выключатель K_1 служит для отключения звонка, а K_2 — для контроля исправности цепи аварийной сигнализации течи.

Узел измерения напора на выходе насоса питается от трансформатора Tp_1 . В мерный бочок введен датчик уровня металла $\mathcal{Д}\mathcal{Y}_1$ в виде металлического стержня, изолированного от металлоконструкции и сосуда. В мерный бочок подается также аргон. При повышении развиваемого насосом напора аргон в сосуде сжимается и магний с датчиком $\mathcal{Д}\mathcal{Y}_1$ замыкает цепь лампы $C\mathcal{J}_{10}$ и $3e_2$. Увеличивая давление аргона до разрыва электроконтакта в сосуде, записывается давление аргона на ртутном манометре. По этим данным определяется напор насоса.

На переднем плане фиг. 5 (общий вид установки ТПИ) видны ртутные манометры, баллоны аргона с редукторами и шлангами подачи аргона в систему. Выключатель K_4 на фиг. 4 служит для отключения звукового сигнала, а K_3 для контроля исправности цепи. Измерение напора на выходе насоса связано с опасностью попадания магния в патрубок подачи аргона, вследствие чего узел измерения напора может выйти из строя. Увеличение объема этого узла повышает надежность его работы.

Узел измерения производительности (см. фиг. 4) содержит два датчика уровня магния $\mathcal{I}\mathcal{Y}_2$ и $\mathcal{I}\mathcal{Y}_3$ в верхнем сосуде, электросекундомер, сигнальные лампы $C\mathcal{J}_{11}$ и $C\mathcal{J}_{12}$ и трансформатор TP_2 . Магний под воздействием насоса поступает из донного отверстия сосуда и замыкает сначала цепь датчика уровня $\mathcal{I}\mathcal{Y}_2$. От этого сигнала загорается сигнальная лампа $C\mathcal{J}_{11}$ и запускается электросекундомер. По мере повышения уровня магния в сосуде замыкается цепь датчика $\mathcal{I}\mathcal{Y}_3$, загорается сигнальная лампа $C\mathcal{J}_{12}$ и останавливается электросекундомер. При фиксированном объеме магния между концами датчиков $\mathcal{I}\mathcal{Y}_2$ и $\mathcal{I}\mathcal{Y}_3$ и времени подачи этого объема легко определяется производительность данной установки.

Узел измерения производительности будет работать в том случае, если магний не будет фонтанировать из донного отверстия сосуда.

На верхней части фотографии фиг. 5 виден привод стопора донного отверстия для регулирования гидравлического сопротивления металлотракта. При малых просветах донного отверстия и больших напорах вероятность фонтанирования магния возрастает.

Экспериментальное исследование насоса ЭМН-7 и установки ТПИ во всех режимах показало, что описанные системы питания, управления, измерения, контроля и сигнализации работали удовлетворительно. В доработке нуждается узел измерения напора на выходе насоса, исключив возможность попадания магния в аргонопровод. Необходимо также улучшить электроизоляцию датчиков уровня от корпуса.

В ходе экспериментов выяснилось, что температура жидкого магния в плавителе изменяется сравнительно медленно. По этой причине поддержание температуры магния на заданном уровне при опытах в большинстве случаев осуществлялось вручную, без участия потенциометра.

При проектировании промышленных установок непрерывного транспорта жидкого металла следует уделить большое внимание на выработку оптимального теплового режима, так как основная часть потребляемой активной электроэнергии расходуется на нагрев тракта. Выполнение подогрева канала прямым и подогрева тракта косвенным путем следует считать оправданным.

ЛИТЕРАТУРА

1. Труды ТПИ, серия А, № 197 «Исследование и проектирование индукционных насосов для транспорта жидких металлов», Сборник 1, под общей редакцией, проф. А. И. Вольдек. Таллин, 1962.

TALLINNA POLUTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

СЕРИЯ А

№ 214

1964

УДК 621.318.38

Э. М. Ристхейн, Х. А. Таммемяги, Х. А. Тийсмус, Х. И. Янес

ИСПЫТАНИЕ ИНДУКЦИОННОГО НАСОСА ЭМН-7 НА ЖИДКОМ МАГНИИ

Для проверки результатов теоретических исследований, расчетов и испытания устойчивости некоторых конструкционных материалов в условиях высоких температур, в ТПИ была построена лабораторная опытная установка для испытаний насоса ЭМН-7 на жидком магнии.

Описание опытной установки

Опытная установка для длительного испытания электромагнитного насоса ЭМН-7 была спроектирована таким образом, чтобы максимально приблизить условия опыта к заводским условиям работы насоса. Кроме того, установка должна позволять выполнить многочисленные измерения при раз-



Фиг. 1. Принципиальная схема опытной установки ТПИ



Фиг. 2. Общий вид лабораторной установки ТПИ



Фиг. 3. Крепление нагревательных элементов к диатомовой футеровке

-личных режимах работы насоса. На фиг. 1 изображена принципиальная схема лабораторной опытной установки, а на фиг. 2 — ее фотография.

Был выбран вариант с замкнутой системой циркуляции жидкого магния. Этот вариант позволяет обойтись наименьшим количеством жидкого металла, что весьма важно при работе в лаборатории. Кроме того, такая система легче поддается герметизации. Чтобы исключить интенсивное выгорание магния, все свободные пространства в металлотракте заполнялись аргоном. Система снабжения аргоном видна на переднем плане фиг. 5 на стр. 108.





114

К основным узлам опытной установки относится плавитель магния 2 (фиг. 1). Он изготовлен из обычной стальной трубы диаметром 324 мм, имеет приваренное днище и герметически закрывающуюся крышку. В крышке имеется 3 уплотненных отверстия: для вывода стержня вытеснителя 3, ввода термопары и подачи аргона в плавитель 2. В боковой поверхности плавителя имеется два отверстия для приваривания труб металлотракта.

Обогрев плавителя, как и всего металлотракта кроме канала производится проволочными нагревателями, прикрепленными к диатомовой тепловой изоляции, как показано на фотографии фиг. 3. Схема расположения нагревателей всей установки и электрическая схема включения их в сеть 380 в показана на фиг. 4.

Верхний сосуд 4 (фиг. 1) установки предназначен для измерения производительности и дозы. Через его днище входит напорный трубопровод 5 и конец трубы обратного стока магния 6. Сосуд имеет герметически закрывающуюся крышку, через которую проходит стержень стопора. Этим стопором можно изменять гидравлическое сопротивление металлотракта вплоть до полного закрытия. Кроме того, через эту крышку проходят два изолированных стержня, работающие датчиками уровня магния в верхнем сосуде.

На выходном конце насоса предусмотрен узел измерения напора 7 (фиг. 1). Он состоит из небольшого сосуда, гидравлически соединенного с напорным трубопроводом 5. В этот сосуд введен изолированный стержень датчика уровня магния и патрубок от аргонового баллона. Давление впускаемого аргона регулируется редуктором и измеряется ртутным манометром. В установившемся режиме производится отсчет напора по манометру, если жидкий магний не контактирует с датчиком уровня.

По всей трассе металлотракта установлены термопары хромель-алюмель. На фиг. 5 показано расположение термопар на металлотракте. Температура измеряется милливольтметром с переключением при помощи штепсельного коммутатора (фиг. 3 на стр. 104).

Входной патрубок, напорный трубопровод и труба обратного стока, также как и плавитель, верхний сосуд и вытеснитель изготовлены из стали ст. 3.

Трубы охвачены диатомовой теплоизоляцией, закрепленной в полуцилиндрических кожухах. Внешнюю поверхность стальных труб и сосудов следует покрыть защитным слоем. предотвращающим интенсивное окисление стали при температуре 700...750° С.



Фиг. 5. Расположение термопар на канале и металлотракте

Выводы нихромовых нагревательных элементов целесообразно изолировать при помощи кварцевых трубок.

Уплотнения через крышки сосудов магния изготовлены из асбоцемента, что не является наилучшим решением.

Подъем и опускание вытеснителя производится винтовой передачей и системой рычагов.

Подготовка к пуску

Перед испытаниями насоса на жидком магнии были проведены тепловые испытания для определения наиболее целесообразной конструкции и схемы включения нагревательных элементов. Надежной оказалась конструкция непосредственного крепления нагревательных спиралей к диатомовой тепловой изоляции при помощи нихромовых скобок, как показано на фиг. 3.





8 Насосы

117

После уплотнения системы в холодном состоянии производится проверка плотности установки. при рабочей температуре 750° С. Для этого установка заполняется аргоном путем вытеснения воздуха четырех-пятикратным объемом аргона, чтобы уменьшить количество атмосферного кислорода внутри системы. Нагрев всех узлов системы включается после заполнения ее аргоном. Затем в трубопроводах и сосудах устанавливалось небольшое избыточное давление аргона (5...10 мм), чтобы исключить возможность проникновения воздуха в систему через неплотности. Когда температура тракта и плавителя достигала температуры плавления магния, на прогрев индукционным способом включался канал насоса. После расплавления магния опускался вытеснитель, чтобы заполнить жидким магнием канал насоса. После этой операции и включения обмоток индукторов на рабочий режим перекачивания жидкий магний стал циркулировать по замкнутому контуру. При циркуляции металла температуры различных участков металлопровода нивелировались. На фиг. 6 даны кривые изменения температур различных точек установки во времени.

Испытание на жидком магнии

Испытания насоса на жидком магнии были проведены двумя кампаниями — по 5 суток каждая. В общей сложности насос работал 242 часа.

- В ходе испытаний измерялись:
- 1) производительность насоса,
- 2) напор на выходном конце канала,
- 3) температуры тракта и насоса,
- 4) электрический режим насоса и нагревателей,

5) параметры охлаждающего воздуха.

Испытания были проведены при различных напряжениях питания, при различных гидравлических сопротивлениях тракта, прозводительностях вентилятора и схемах включения нагревательных элементов. Температура магния при испытаниях изменялась в интервале 700...800° С.

На фиг. 7 изображена статическая характеристика насоса: зависимость статического напора от квадрата приложенного фазного напряжения. Эта характеристика хорошо совпадает с теоретическими предпосылками и представляет собой практически прямую линию в линейной шкале по квадрату напряжения. Как видно из графика, максимальный напор при фазном напряжении 220 в составляет 980 мм рт ст, или 8,8 м столба магния. Проведены также измерения динами-





Фиг. 7. Зависимость развиваемого насосом ЭМН-7 напора от фазного напряжения в статическом режиме

8*

Фиг. 8. Зависимость производительности насоса ЭМН-7 от фазного напряжения в условиях опытной установки ТПИ

ческого напора при разных гидравлических сопротивлениях, создаваемых различной степенью подъема пробки в измерителе производительности. Подъем пробки измерялся в миллиметрах перемещения тяги рычажного привода.

На фиг. 8 представлена зависимость производительности насоса от приложенного напряжения. При номинальном фазном напряжении в 220 вольт в условиях данной опытной установки (разность уровней 1,9 *м*; см. фиг. 9) насос имеет производительность около 13 *м*³ магния в час.

Следует отметить, что если насос будет работать при меньшем входном гидравлическом сопротивлении, чем в данной установке, то его характеристики будут улучшаться.

Для охлаждения индукторов насос потребляет 50 *м*³ воздуха в час. При этом температура на пазовом клине индуктора равна 320° С и температура лобовых частей обмоток — 60...80° С, что можно считать нормальным.

Опыт показал, что кратковременный перерыв питания насоса и даже последующее застывание металла в канале не



Фиг. 9. Уровень металла при различном заполнении установки

является опасным: переход на режим нагрева канала позволяет в течение 1...1,5 часов расплавить металл в канале и продолжить работу.

Об устойчивости материалов

По окончании второй кампании и охлаждении установки канал насоса был разрезан и из середины (на расстоянии 200 мм от выходного конца) вырезан кусок для исследования. Отрезан также кусок напорной трубы между плавителем и насосом, где наблюдалась наиболее высокая температура. По визуальному осмотру материал канала ни снаружи, ни внутри не изменился. На плавителе имелся слой окалины толщиной от 0,3 мм до 0,5 мм.

На вырезанных из отрезков канала и трубы образцах были сделаны микрошлифы, исследованные в ВАМИ. На фиг. 10 видна фотография разреза канала, проработавшего в среде жидкого магния в течение 242 часов. Форма канала и его геометрические размеры сохранились удовлетворительно.

Трубы из стали Ст 3 показали хорошую устойчивость в контакте с движущимся жидким магнием. С наружной сто-



Фиг. 10. Фотография разреза канала, проработавшего в контакте с жидким магнием в течение 242 часов

роны стальные трубы окислялись на глубину 0,32 мм в соприкосновении с воздухом при температуре 750° С.

Скорость движения магния в канале насоса доводилась временами до 3,5 *м/сек* (см. фиг. 8 правая шкала). За 242 часа насос перекачал на высоту 1,9 *м* около 2900 тонн магния. После опыта в течение 10 суток основные узлы насоса

После опыта в течение 10 суток основные узлы насоса были в хорошем состоянии, пригодном для дальнейшей эксплуатации.

Выводы

Проведенный впервые в ТПИ опыт перекачивания жидкого магния в течение 10-ти суток показал работоспособность насоса ЭМН-7 при температуре магния в 700...800° С. Навыки, накопленные в этой работе, могут быть использованы при создании промышленных установок с применением электромагнитных насосов.

Экспериментально установлены следующие достоинства электромагнитных насосов:

 возможность герметизации металлотракта для перемещения жидкого металла;

 удобная возможность электрического регулирования напора в широком диапазоне;

3) использованные в установке материалы показали удовлетворительную устойчивость в среде жидкого магния;

4) заполнение аргоном металлотракта исключает выгорание магния при транспорте;

5) в режиме подогрева насос способен расплавить застывший в канале магний.

Длительный опыт перекачивания жидкого магния при помощи электромагнитного насоса подтверждает возможность полной автоматизации системы транспорта жидких металлов. Такая система легко регулируется со стороны электропитания.

Важное значение имеет тепловой режим всей установки. В ходе опытов было установлено, что в установившемся процессе перекачивания можно отключить часть нагревательных элементов без ущерба для теплового режима. В рассматриваемой опытной установке отключались нагреватели приемного патрубка и напорного трубопровода. В условиях эффективной тепловой изоляции нагревательные элементы необходимы только в пусковых режимах.

Дальнейший прогресс в области совершенствования электромагнитных насосов связан с проблемами разработки новых материалов, свойства которых превышают таковые у ныне существующих материалов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Под общей редакцией проф. А. И. Вольдек. Исследование и проектирование индукционных насосов для транспорта жидких металлов. Труды ТПИ, серия А, № 197, Таллин, 1962.

ТАLLINNA POLUTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА.

СЕРИЯ А

Nº 214

1964

УДК 621.318.38

М. М. Саар, В. А. Теэару, М. Х. Папп, А. А. Сутт

ИСПЫТАНИЕ ТОНКОСТЕННОГО КАНАЛА ИНДУКЦИОННОГО НАСОСА ДЛЯ ПЕРЕКАЧКИ ЖИДКОГО АЛЮМИНИЯ

По литературным данным в настоящее время каналы индукционного насоса для перекачки жидкого алюминия, изза отсутствия доброкачественных материалов, изготовляются толстостенными с толщиной стенки 10 *мм* и больше [1].

Нами была поставлена задача исследовать и практически доказать возможность изготовления канала с более тонкими (1 ÷ 3 мм) стенками, позволяющими значительно улучшить технико-экономические показатели индукционного насоса по сравнению с насосом с толстостенными каналами.

1. Конструкция канала

Канал (фиг. 1) изготовлен выдавливанием из жаростойкой листовой стали толщиной 1 мм.

Размеры канала: длина 430 мм, ширина 140 мм, максимальная поперечная площадь 900 мм².

Для защиты внутренних поверхностей канала от коррозионного воздействия жидкого алюминия они покрывались керамическим покрытием толщиной 100 *мк*. В состав защитного покрытия, разработанного в НИСЭТИ г. Таллина, входят основными компонентами тугоплавкие окислы и карбиды.

Для нанесения покрытий на поверхности использовали метод пламенного напыления.

Предварительными испытаниями была выяснена инертность керамического покрытия в жидком алюминии при 850—900° С и отличная стойкость на термические удары.

2. Конструкция опытного стенда

Для испытания покрытия канала насоса в среде жидкого алюминия в динамическом режиме изготовлен соответствую-





Фиг. 2. Опытный стенд



Фиг. З. Индукционный насос типа АПН-1

щий жидкометаллический контур и малогабаритный плоский индукционный насос типа АПН-1.

Опытный стенд (фиг. 2) состоит из качающейся рамы 1, электрических печей 2, 3, тиглей для плавления алюминия 4, 5, электромагнитного насоса 6, (на фиг. 2 верхний пакет насоса снят), соединительных трубок 7, 8 и канала 9.

Литые чугунные тигли изнутри покрыты керамикой.

Соединительные трубки изготовлены из нержавеющей стали и футерованы графитом. Трубы соединены с тиглями при помощи резьбы и с каналом — фланцами. Фланцевые соединения уплотнены керамикой.

Поворачивание верхней части рамы позволяет изменить угол наклона всей системы. Это предусмотрено для удобства запуска насоса и быстрого удаления из системы жидкого металла в случае аварии.

Для приведения в движение жидкого алюминия в системе использованы плоский индукционный насос типа АПН-1 (фиг. 3).

Основные параметры и размеры насоса АПН-1:

развиваемый напор, кг/см² температура жидкого металла в канале, °С 0,1 850

напряжение питания при соединении обмоток в звезду, потребляемая из сети мощность, квт коэффициент мощности,	s 127 0,4 0,2
габаритные размеры, мм	
длина	200
ширина	350
высота	186
ширина немагнитного зазора ММ	26
поперечное сечение канала ММ	8×115
охлаждение обмотки — водяное.	0/110

3. Нагревательная система

Для нагревания тиглей использованы электрические печи мощностью 5 киловатт. Соединительные трубы снабжены нагревательными обмотками. Для предварительного нагревания до рабочей температуры канал снабжен двумя нагревательными обмотками. Регулирование температуры системы в нужных пределах осуществляется при помощи автотрансформаторов путем изменения напряжения питания нагревательных элементов.

4. Тепловая изоляция

В качестве тепловой изоляции электрических печей использовались шамотный кирпич и асбест. Соединительные трубы обмотаны асбестовым шнуром и миканитом. Тепловая изоляция канала состоит из слоя кварцевой ваты толщиной 5 мм, обшитой стеклолентой. Дополнительная защита обмоток насоса от возможного превышения температуры обеспечивается водяным охлаждением.

5. Измерение температуры

Температура металлотракта измерялась хромель-алюмелевыми термопарами, расположение которых показано на фиг. 4. Термопары 1 и 5 измеряли температуру жидкого алюминия в тиглях. Термопарами 2 и 7 измерялась температура соединительных трубок в непосредственной близости фланцев, где охлаждение металла самое интенсивное. Температура обмоток насоса контролировалась термопарой 4.

6. Ход испытания

Для испытания канала надо всю систему привести в рабочее состояние, причем температура её доводится до 850— 900° С, включается водяная система охлаждения обмоток



Фиг. 4. Расположение термопар на опытном стенде

насоса. Опытному стенду дается максимально наклонное положение и расплавленный алюминий наливается в нижний тигель. Насос включается в момент поворачивания стенда в горизонтальное положение. Рабочее положение системы горизонтальное. Насос работает в режиме реверсирования периодом 60 сек, т. е. направление движения жидкого металла в канале насоса изменялось периодически через каждые 30 секунд.

При испытании канала давление, развиваемое насосом, равнялось 6,4 *см AI* столба (0,017 кг/см²) два раза в течение каждого цикла. При этом скорость движения жидкого металла в канале была 1,5 · 10⁻² м/сек.

Температура канала насоса при опыте была 750—850° С, температура обмотки и статорных пакетов не превышала 100° С (допустимая температура обмотки насоса — 180° С).

По требованиям опыта насос работал ниже номинального режима.

Циркуляционная система не употреблялась, так как хотели предохранить интенсивное окисление жидкого алюминия и попадания оксидной пленки в канал.

Во время перекачивания алюминия нагревательные обмотки канала не использовались. Температура канала поддерживалась в нужных пределах за счет тепла проходящего жидкого алюминия.

Разность температур в тиглях была примерно 150 ÷ 200° С, т. е. на стенку канала практически действовал через каждые 30 секунд термический удар.

Тонкостенный канал с керамическим покрытием, а также индукционный насос выдержали хорошо эксплуатационные условия во время непрерывного 30-часового опыта.





Данные теплового режима приведены в таблице 1.

Таблица 1

Место измерения температуры	Номер термопары	Температура °С
тигель	1	970
тигель	5	810
соединительная труба	2	880
соединительная труба	7	770
канал	6	740
канал	3	850
обмотка насоса	4	90

После вскрытия на внутренней поверхности канала не наблюдалось повреждений и каких-либо признаков коррозии.

Жидкий алюминий и оксидная пленка не смачивали покрытия.

По данным статических испытаний выяснилось, что керамическое покрытие практически выдерживаег длительное воздействие жидкого алюминия, если во время опыта в течение первых четырех часов не появляются признаки коррозии.

Проведенное после опыта тщательное исследование керамического покрытия и основного металла канала показало, что керамическое покрытие полностью пригодно для дальнейшей эксплуатации (фиг. 5).

Исходя из вышесказанного, можно считать исследуемое керамическое покрытие тонкостенного канала индукционного насоса перспективным.

Для дальнейшего исследования механического износа покрытия канала необходимо проводить более длительные опыты.

Выводы

Результаты опыта подтверждают перспективы использования тонкостенных каналов с керамическим покрытием для перекачки жидкого алюминия индукционными насосами.

Тонкостенные каналы с керамическим покрытием позволяют значительно повысить энергетические показатели индукционного насоса за счет уменьшения потерь в стенках канала и сокращения воздушного зазора между пакетами индуктора.

ЛИТЕРАТУРА

1. Н. П. Гордеев, З. П. Зегжда, М. У. Конарев, К. А. Шалков, Я. А. Коновалов — Огнеупоры № 6, 1961, стр. 294.

130

СОДЕРЖАНИЕ

1.	А. И. Вольдек. Некоторые общие соотношения для линейных	~
	индукционных насосов	5
2.	Х. И. Янес, Т. А. Веске. Учет явления выпучивания магнит-	
	ного поля из немагнитного зазора плоского линейного двухсто-	11
	роннего индуктора	11
3.	Х. И. Янес, А. В. Конт. Комбинированный расчет главных	
	индуктивностей электрической машины с разомкнутым магни-	00
	топроводом	23
4.	Х. И. Янес, А. В. Конт. Несимметрия фаз и роль составляю-	
	щих обратной и нулевой последовательностей в электрической	07
-	машине с разомкнутым магнитопроводом	31
Э.	В. И. Межоурд. Распределение скорости жидкого металла	10
6	в кольцевом канале прямоугольного сечения	40
0,	В. И. Межоурд. Количественный критерии перехода к винто-	55
7	П У Вонных Основы свариения плоских индикторов индик	.00
	ШИОННЫХ МАЩИИ ПО РАСХОЛУ АКТИРНЫХ МАТЕРИАЛОР И ПОТЕРЬ	
	в мети	67
8	Э В Валласте Х И Янес Распреление магнитного	01
Y.	поля прямоугольной катушки	79
9.	Э. М. Ристхейн, Х. А. Тийсмус, Х. И. Янес. Основные	
	данные и конструкционные особенности магниевого насоса ЭМН-7.	91
10.	Х. А. Тийсмус, А. В. Конт. Системы питания, измерения,	
	управления и контроля опытной установки для испытания насо-	
	са ЭМН-7 на жидком магнии	101
11.	Э. М. Ристхейн, Х. А. Таммемяги, Х. А. Тийсмус,	
	Х. И. Янес. Испытание индукционного насоса ЭМН-7 на жид-	
	ком магнии	111
12.	М. М. Саар, В. А. Теэару, М. Х. Папп, А. А. Сутт.	
1	Испытание тонкостенного канала индукционного насоса для пере-	
	качки жидкого алюминия	123



ИССЛЕДОВАНИЕ И ПРОЕКТИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ СРЕДСТВ ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ЖИДКИХ МЕТАЛЛОВ СБОРНИК ТРУДОВ II

Таллинский политехнический институт Редактор Х. Тийсмус Технический редактор Я. Мыттус Сдано в набор 26/VI 1964. Подписано к печати 15/Х 1964. Печатных листов 8,25. Учетноиздательских листов 6,5. Тираж 600 экз. МВ-08809. Заказ № 5417.

Типография им. Х. Хейдеманна, Тарту, ул. Юликооли, 17/19. II. Цена 45 коп.



Цена 45 коп.

42