

Ep. 6.7
655

ISSN 0136-3549

0134-3815

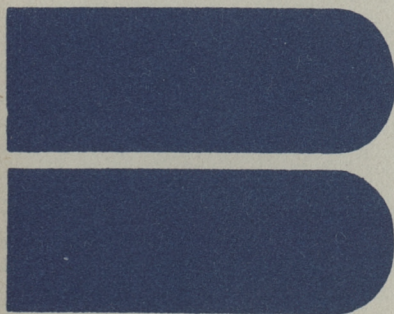
TALLINNA
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI
TOIMETISED

655

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО
ИНСТИТУТА

ТРИ
'87

ГИБКИЕ АВТОМАТИЗИРОВАННЫЕ
ПРОИЗВОДСТВЕННЫЕ СИСТЕМЫ И
ИХ ЭЛЕМЕНТЫ ДЛЯ ЛИТЕЙНОГО
ПРОИЗВОДСТВА



1-2-4

Ep. 6.7

655

**ТРИ
'87**

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 62-83:621.313.12

●
ГИБКИЕ
АВТОМАТИЗИРОВАННЫЕ
ПРОИЗВОДСТВЕННЫЕ
СИСТЕМЫ
И
ИХ
ЭЛЕМЕНТЫ
ДЛЯ
ЛИТЕЙНОГО
ПРОИЗВОДСТВА

Электропривод XX111

Таллин 1987



ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

Труды ТПИ № 655

ГИБКИЕ АВТОМАТИЗИРОВАННЫЕ ПРОИЗВОДСТВЕННЫЕ
СИСТЕМЫ И ИХ ЭЛЕМЕНТЫ ДЛЯ ЛИТЕЙНОГО
ПРОИЗВОДСТВА

Электропривод ХХ111

На русском языке

Отв. редактор В. Лойгом

Техн. редактор В. Ранник

Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 02.12.87

Подписано к печати 22.01.88

МВ-01621

Формат 60x90/16

Печ. л. 5,25 + 0,25 приложение

Уч.-изд. л. 4,4

Тираж 300

Зак. № 61

Цена 90 коп.

Таллинский политехнический институт,

200108, Таллин, Эжитаате tee, 5

Ротапринт ТПИ, 200008, Таллин, ул. Коскла, 2/9

© Таллинский политехнический институт, 1987

ПРИБЛИЖЕННЫЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ СООТНОШЕНИЯ
В ПЛОСКОЙ ЛИНЕЙНОЙ ИНДУКЦИОННОЙ МАШИНЕ С
ПОДВИЖНОЙ ПЕРВИЧНОЙ ОБМОТКОЙ

При большой длине хода подвижной части перед обычной конструкцией плоской линейной индукционной машины имеет определенные преимущества конструкция с обратным расположением первичной и вторичной цепей (рис. 1). Первичная цепь в

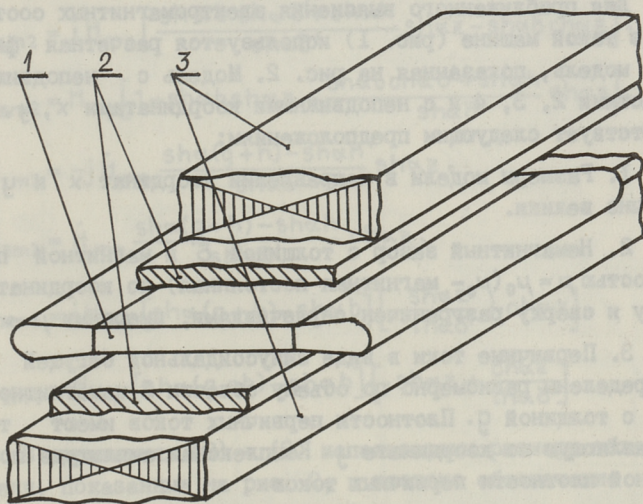


Рис. 1. Эскиз плоской линейной индукционной машины с подвижной обмоткой.

виде трехфазной обмотки I выполнена подвижной и питается через скользящие контакты. Вторичная цепь в виде электропроводящих пластин 2 является неподвижной и прикреплена к внутренним поверхностям неподвижных сердечников 3.

При принятых предположениях напряженность магнитного поля во всех областях модели 2, 3, 4 имеет составляющие по координатам x и z с комплексными амплитудами

$$\left. \begin{aligned} \dot{H}_x &= \dot{H}_{xm} e^{-j\alpha x}, \\ \dot{H}_z &= \dot{H}_{zm} e^{-j\alpha x}, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где величины $\dot{H}_{xm}, \dot{H}_{zm}$ зависят только от координаты z .

Выписывая для каждой области модели (рис. 2) дифференциальные уравнения по первому уравнению Максвелла с учетом принципа непрерывности магнитного потока, решая эти уравнения и определяя содержащиеся в решениях постоянные интегрирования из условий равенства тангенциальных и нормальных составляющих напряженности магнитного поля на границах раздела областей, для величин $\dot{H}_{xm}, \dot{H}_{zm}$ получим следующие выражения (приписанные дополнительные индексы 2, 3, 4 соответствуют областям модели):

$$\dot{H}_{xm2} = j \dot{H}_{mp} \left[\frac{\text{sh} \alpha b \text{ch} \alpha \delta' + \text{sh} \alpha h}{\text{sh} \alpha \delta'} \text{sh} \alpha z - \text{sh} \alpha b \text{ch} \alpha z \right], \quad (3)$$

$$\dot{H}_{zm2} = \dot{H}_{mp} \left[1 + \text{sh} \alpha b \text{sh} \alpha z - \frac{\text{sh} \alpha b \text{ch} \alpha \delta' + \text{sh} \alpha h}{\text{sh} \alpha \delta'} \text{ch} \alpha z \right], \quad (4)$$

$$\dot{H}_{xm3} = -j \dot{H}_{mp} \frac{\text{sh} \alpha (g+h) - \text{sh} \alpha h}{\text{sh} \alpha \delta'} \text{sh} \alpha z, \quad (5)$$

$$\dot{H}_{zm3} = \dot{H}_{mp} \frac{\text{sh} \alpha (g+h) - \text{sh} \alpha h}{\text{sh} \alpha \delta'} \text{ch} \alpha z, \quad (6)$$

$$\dot{H}_{xm4} = j \dot{H}_{mp} [\text{sh} \alpha (g+b) - \text{sh} \alpha b] \left[-\frac{\text{sh} \alpha z}{\text{th} \alpha \delta'} + \text{ch} \alpha z \right], \quad (7)$$

$$\dot{H}_{zm4} = \dot{H}_{mp} [\text{sh} \alpha (g+b) - \text{sh} \alpha b] \left[-\text{sh} \alpha z + \frac{\text{ch} \alpha z}{\text{th} \alpha \delta'} \right]. \quad (8)$$

В выражениях (3) - (8) использованы размеры областей модели, показанные на рис. 2, и введено обозначение

$$\dot{H}_{mp} = -\frac{j J_{1m}}{\alpha}. \quad (9)$$

Если области 3, 4 отсутствуют и первичные токи распределены равномерно по всему немагнитному зазору, выражения (3), (4) дают $\dot{H}_{xm2}=0, \dot{H}_{zm2}=\dot{H}_{mp}$, т.е. результаты, полученные А.И. Вольдеком [1].

Согласно (4), (6), (8) для средних значений $\dot{H}_{zm}$ на протяжении области 2 с толщиной g , полосы с толщиной u в области 3 и полосы с толщиной d в области 4 (рис. 2) могут быть получены соответственно выражения:

$$\dot{H}_{mt} = \dot{H}_{mp} - \frac{\dot{H}_{mp}}{\alpha g \operatorname{sh} \alpha \delta'} \{ \operatorname{sh} \alpha b [\operatorname{sh} \alpha (g+h) - \operatorname{sh} \alpha h] + \operatorname{sh} \alpha h [\operatorname{sh} \alpha (g+b) - \operatorname{sh} \alpha b] \}, \quad (10)$$

$$\dot{H}_{mu} = \frac{\dot{H}_{mp}}{\alpha u \operatorname{sh} \alpha \delta'} [\operatorname{sh} \alpha (v+u) - \operatorname{sh} \alpha v] [\operatorname{sh} \alpha (g+h) - \operatorname{sh} \alpha h], \quad (11)$$

$$\dot{H}_{md} = \frac{\dot{H}_{mp}}{\alpha d \operatorname{sh} \alpha \delta'} [\operatorname{sh} \alpha (d+t) - \operatorname{sh} \alpha t] [\operatorname{sh} \alpha (g+b) - \operatorname{sh} \alpha b]. \quad (12)$$

Из рис. 3 согласно (3) - (8) представлены для примера два варианта распределения $\dot{H}_{xm}/j\dot{H}_{mp}$ и $\dot{H}_{zm}/\dot{H}_{mp}$ по толщине зазора модели (рис.-2). Для левого варианта по (10) получим $\dot{H}_{mt}/\dot{H}_{mp} = 0,506$ и по (12) при $t = 0$, $d = h$ $\dot{H}_{md}/\dot{H}_{mp} = 0,493$. Для первого варианта соответственно имеем $\dot{H}_{mt}/\dot{H}_{mp} = 0,524$ и при $t = 0$, $d = h/2$ $\dot{H}_{md}/\dot{H}_{mp} = 0,467$. Примеры подтверж-

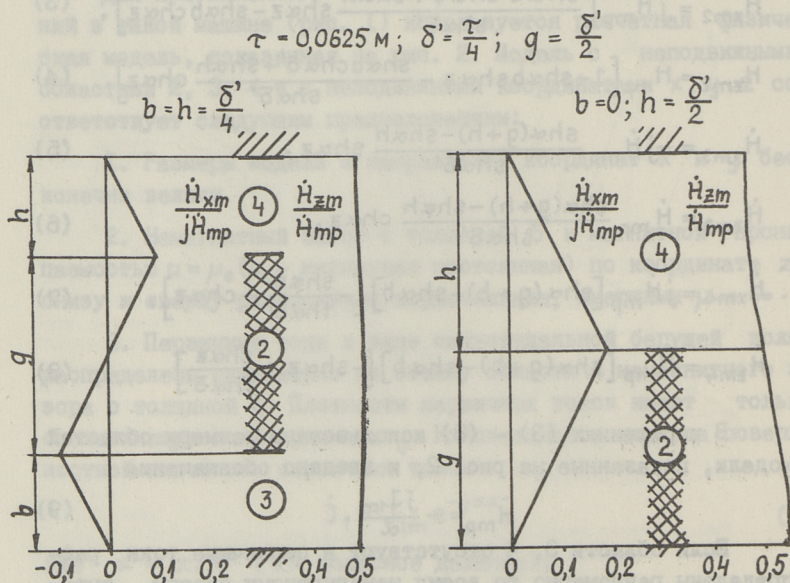


Рис. 3. Примеры распределения составляющих напряженности магнитного поля по толщине зазора.

ждают необходимость учета при расчетах неравномерности распределения поля зазора.

С использованием выведенных для модели (рис. 2) выражений (I0) - (I2) могут быть получены приближенные соотношения для мощностей, сопротивлений и силы в модели, изображенной на рис. 4. Эта симметричная модель отличается от предыдущей модели (рис. 2) тем, что первичные токи находятся в зазоре в двух полосах n (двухслойная обмотка) и около

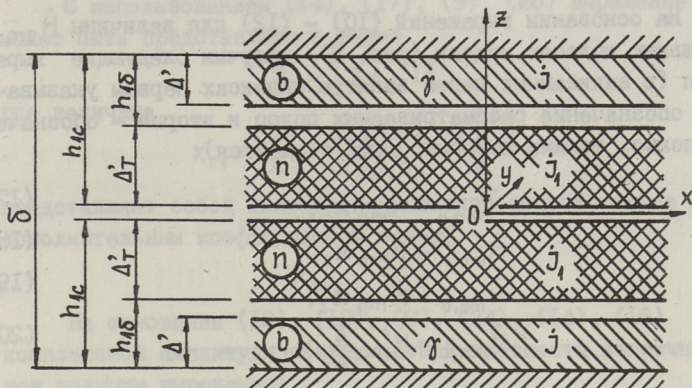


Рис. 4. Модель машины при двухслойной первичной обмотке и двух полосах вторичной среды.

границ сердечников выделены полосы b с неподвижной вторичной средой, имеющей электропроводность γ . Полагается, что на протяжении каждой полосы модели (рис. 4) величина $\dot{H}_{zm}$ имеет среднее по этой полосе постоянное значение, определяемое по принципу наложения через выражения (I0) - (I2) при совмещении полос модели рис. 4 с соответствующими полосами модели рис. 2.

Во всех полосах модели (рис. 4) комплексная амплитуда напряженности электрического поля по координате y является бегущей волной:

$$\dot{E} = \dot{E}_m e^{-j\alpha x}, \quad (I3)$$

где величина $\dot{E}_m$ в пределах каждой полосы постоянна.

Согласно второму уравнению Максвелла

$$\dot{E}_m = \frac{\mu_0 \omega}{\alpha} \dot{H}_{zm}, \quad (I4)$$

где $\omega = 2\pi f$ (f - частота первичных токов).

Комплексная амплитуда поверхностной плотности вторичных токов по координате y в полосах b модели (рис. 4) также бегущая волна:

$$\dot{j} = \dot{j}_m e^{-j\alpha x}, \quad (I5)$$

где величина

$$\dot{j}_m = \gamma \dot{E}_m \quad (I6)$$

в пределах этих полос постоянна.

На основании выражений (I0) - (I2) для величины $\dot{H}_{zm}$ в отдельных полосах модели (рис. 4) получим следующие выражения (в записанных через запятую индексах первым указывается обозначение рассматриваемых полос и вторым - обозначение полос, токами которых поле создается):

$$\dot{H}_{mn,n} = \dot{H}_{mp} x_0, \quad (I7)$$

$$\dot{H}_{mb,n} = \dot{H}_{mp} x_1, \quad (I8)$$

$$\dot{H}_{mb,b} = \dot{H}'_{mp} x_2, \quad (I9)$$

$$\dot{H}_{mn,b} = \dot{H}'_{mp} \frac{\Delta'}{\Delta_T} x_1, \quad (20)$$

где

$$x_0 = 1 - \frac{1}{\alpha \Delta'_T \text{sh} \alpha \frac{\delta}{2}} \left\{ \text{sh} \alpha \left(\frac{\delta}{2} - h_{1c} \right) (\text{sh} \alpha h_{1c} - \text{sh} \alpha h_{1b}) + \right. \\ \left. + \text{sh} \alpha h_{1b} \left[\text{sh} \alpha \left(\frac{\delta}{2} - h_{1b} \right) - \text{sh} \alpha \left(\frac{\delta}{2} - h_{1c} \right) \right] \right\}, \quad (21)$$

$$x_1 = \frac{\text{sh} \alpha \Delta'}{\alpha \Delta'_T \text{sh} \alpha \frac{\delta}{2}} \left[\text{sh} \alpha \left(\frac{\delta}{2} - h_{1b} \right) - \text{sh} \alpha \left(\frac{\delta}{2} - h_{1c} \right) \right], \quad (22)$$

$$x_2 = 1 - \frac{\text{sh} \alpha \Delta'}{\alpha \Delta'_T \text{sh} \alpha \frac{\delta}{2}} \text{sh} \alpha \left(\frac{\delta}{2} - \Delta' \right), \quad (23)$$

$$\dot{H}'_{mp} = - \frac{j \dot{j}_m}{\alpha}. \quad (24)$$

В выражениях (20) - (23) использованы размеры модели, показанные на рис. 4.

При отсутствии вторичной среды на протяжении длины $\ell = 2p\tau$ (p - число пар полюсов) и расчетной ширины $2c_\delta$ [2, 3] в немагнитный зазор модели (рис. 4) передается мощность [1]

$$\tilde{S}_0 = -2\pi\tau 2c_\delta 2\Delta'_T \frac{\dot{E}_{mn,n}}{\sqrt{2}} \cdot \frac{J_{1m}}{\sqrt{2}}, \quad (25)$$

где

$$J_{1m} = \frac{3\sqrt{2} w k_{o\delta}}{2\Delta'_T \pi\tau} I_\phi. \quad (26)$$

В последнем выражении: w - число последовательно соединенных витков фазы, $k_{o\delta}$ - обмоточный коэффициент, I_ϕ - действующее значение фазного тока.

С использованием (I4), (I7), (9), (26) выражение (25) может быть представлено в форме

$$\tilde{S}_0 = j 3 x_{r1} I_\phi^2, \quad (27)$$

где величина

$$x_{r1} = \frac{12f}{\pi} \cdot \frac{\mu_o \tau 2c_\delta}{k_{\delta r1} \delta} \cdot \frac{w^2 k_{o\delta}^2}{p}. \quad (28)$$

представляет собой главное индуктивное сопротивление [2] с дополнительным коэффициентом зазора

$$k_{\delta r1} = \frac{2\Delta'_T}{x_{o\delta}}. \quad (29)$$

На основании (I8), (I9), (9), (24), (I4), (I6) для комплексной амплитуды поверхностной плотности вторичных токов получим выражение:

$$\dot{J}_m = - \frac{j J_{1m} \epsilon_o x_1}{1 + j \epsilon_o x_2}, \quad (30)$$

где

$$\epsilon_o = \frac{\mu_o \gamma \omega}{\alpha^2}. \quad (31)$$

На протяжении длины l и ширины вторичной среды $2a$ из первичной цепи во вторичную передается мощность [I]

$$\tilde{S}_{эм} = -2\pi\tau 2a 2\Delta'_T \frac{\dot{E}_{mn,b}}{\sqrt{2}} \cdot \frac{J_{1m}}{\sqrt{2}}. \quad (32)$$

С использованием (I4), (20), (24), (30), (31), (26) выражение (32) может быть представлено в форме

$$\tilde{S}_{эм} = 3 \xi x_\Delta I_\phi^2, \quad (33)$$

где величина

$$x_\Delta = \frac{12f}{\pi} \cdot \frac{\mu_o \tau 2a}{k_{\delta\Delta} \delta} \cdot \frac{w^2 k_{o\delta}^2}{p} \quad (34)$$

представляет собой главное индуктивное сопротивление от поля на протяжении ширины вторичной среды [2] с дополнительным коэффициентом зазора

$$k_{\delta\Delta} = \frac{x_2}{x_1^2} \cdot \frac{(2\Delta')^2}{2\Delta'\delta} \quad (35)$$

и величина

$$\xi = \frac{\varepsilon}{1+j\varepsilon} \quad (36)$$

— комплексное относительное вносимое сопротивление при отсутствии поперечного краевого эффекта [1].

Величина

$$\varepsilon = \frac{2}{\pi} \mu_0 f \tau^2 \frac{s 2\Delta'\gamma}{k_{\delta\varepsilon}\delta} \quad (37)$$

в (36) является магнитным числом Рейнольдса [2] с дополнительным коэффициентом зазора

$$k_{\delta\varepsilon} = \frac{2\Delta'}{x_2\delta} \quad (38)$$

Для приближенного учета движения вторичной среды в выражение (37) приписано скольжение s . Для приближенного учета поперечного краевого эффекта величину ξ вместо (36) следует определять по выражению [2]

$$\xi = \frac{\varepsilon}{1+j\varepsilon} \left[1 - \frac{2\tau}{\pi 2a\sqrt{1+j\varepsilon}} \operatorname{th} \left(\frac{\pi 2a\sqrt{1+j\varepsilon}}{2\tau} \right) \right] \quad (39)$$

Действующая на вторичную среду электромагнитная сила определяется выражением [1]

$$F' = 2\pi\tau 2a 2\Delta' \operatorname{Re} \left[\frac{\mu_0 (\dot{H}_{mb,n} + \dot{H}_{mb,b})}{\sqrt{2}} \cdot \frac{j_m}{\sqrt{2}} \right], \quad (40)$$

которое с использованием (18), (19), (9), (24), (30), (31), (26) преобразуется к обычной форме [2]:

$$F' = \operatorname{Re}(\xi) \cdot 3 \frac{x_\Delta}{2\tau f} I_\Phi^2 \quad (41)$$

В (41) величины ξ и x_Δ определяются соответственно по выражениям (39) и (34).

Таким образом, приближенный расчет рассматриваемой машины может быть выполнен по обычной методике [2], используя в выражениях x_{r1} (28), x_Δ (34), ε (37) соответственно дополнительные коэффициенты зазора $k_{\delta r1}$ (29), $k_{\delta\Delta}$ (35), $k_{\delta\varepsilon}$ (38).

Л и т е р а т у р а

1. В о л ь д е к А.И. Индукционные магнетогидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом. — Л.: Энергия, 1970. — 271 с.

2. В а л д у р Л.В., К о н т А.В., Я н е с Х.И.
Формуляр контрольного расчета линейного плоского индукци-
онного насоса // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1974. -
№ 363. - С. 101-126.

3. К о н т А.В. Модель плоского линейного индуктора
для учета электромагнитных явлений за боковыми краями сер-
дечников // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1980. - № 500.
- С. 29-41.

A. Kont, L. Valdur

Annähernde elektromagnetische Zusammenhänge
in der linearen, flachen, mit beweglicher
Primärwicklung ausgestatteten Induktionsmaschine

Zusammenfassung

In dem Artikel werden die Probleme der Bestimmung von
Parametern der linearen, flachen Induktionsmaschinen er-
forscht und entsprechende Formeln dargestellt.

ПОВЕРХНОСТНЫЙ ЭФФЕКТ В ПРОВОДНИКЕ ОБМОТКИ ИНДУКТОРА ПЛОСКОГО ЛИНЕЙНОГО ИНДУКЦИОННОГО ДВИГАТЕЛЯ

I. Постановка задачи

В настоящей статье рассматривается распределение тока в проводнике обмотки индуктора плоского линейного индукционного двигателя, поперечный разрез которого приведен на рис. 1. В немагнитном зазоре с толщиной δ находится подвижная трехфазная обмотка 1. Спинки 2 без зубцов, к внутренним поверхностям спинок в двигателе прикрепляется вторичная система в виде электропроводящих пластин (на рис. 1 не показаны). Трехфазная обмотка индуктора создает в немагнитном зазоре бегущее магнитное поле.

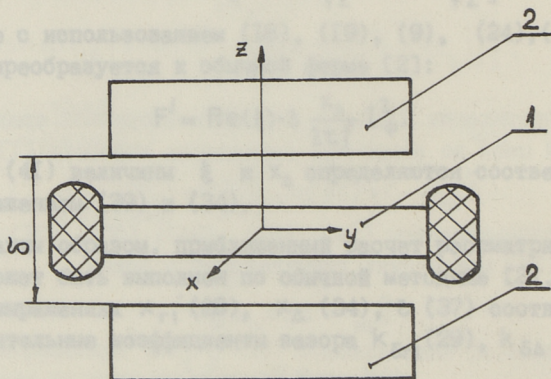


Рис. 1. Поперечный разрез линейного двигателя.

Продольный разрез обмотки индуктора представлен на рис. 2. Обмотка двухслойная, размеры проводников $2b$ и Δr , электропроводность проводника γ , магнитная проницаемость $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м. Ток проводника с амплитудным значением I_m и угловой частотой ω направлен по координате y .

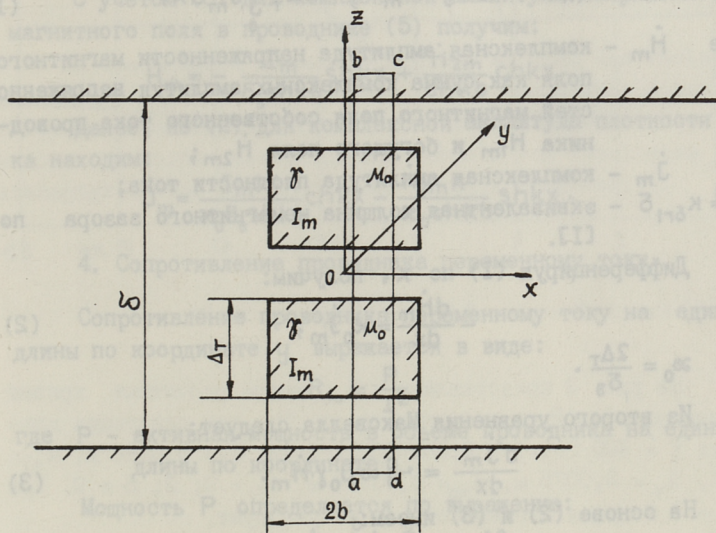


Рис. 2. Продольный разрез обмотки.

2. Основные допущения

При определении распределения тока по сечению проводника обмотки индуктора используются следующие общепринятые допущения:

1. В направлении координат x и y размеры двигателя бесконечно велики.
2. В спинках магнитная проницаемость бесконечно велика и электропроводность равна нулю.
3. Составляющие векторов электромагнитного поля не зависят от координаты z .
4. Бегущее магнитное поле представляет собой синусоидальную волну, размер проводника $2b$ во много раз меньше полюсного деления τ бегущего поля.

3. Распределение тока в проводнике

Распределение магнитного поля в проводнике определяется применением для контура $abcd$ (рис. 2) закона полного тока:

$$\dot{H}_m[x=0]\delta_3 - \dot{H}_m\delta_3 = 2\Delta_T \int_0^x j_m dx, \quad (I)$$

где $\dot{H}_m$ - комплексная амплитуда напряженности магнитного поля как сумма комплексных амплитуд напряженностей магнитного поля собственного тока проводника $\dot{H}_{1m}$ и бегущего поля $\dot{H}_{2m}$;

j_m - комплексная амплитуда плотности тока;
 $\delta_3 = k_{\delta\Gamma} \delta$ - эквивалентная толщина немагнитного зазора по [1].

Дифференцируя (I) по x , получим:

$$-\frac{d\dot{H}_m}{dx} = \varkappa_0 j_m, \quad (2)$$

где $\varkappa_0 = \frac{2\Delta_T}{\delta_3}$.

Из второго уравнения Максвелла следует:

$$\frac{dj_m}{dx} = -j\omega\mu_0\gamma\dot{H}_m. \quad (3)$$

На основе (2) и (3) имеем:

$$\frac{d^2\dot{H}_m}{dx^2} = j\omega\mu_0\gamma\varkappa_0\dot{H}_m. \quad (4)$$

Решение уравнения (4) можно представить в виде:

$$\dot{H}_m = C_1 \operatorname{sh} kx + C_2 \operatorname{ch} kx, \quad (5)$$

где $k^2 = j\omega\mu_0\gamma\varkappa_0$.

Комплексная амплитуда напряженности магнитного поля $\dot{H}_{1m}$, создаваемая током проводника I_m , распределяется симметрично относительно оси проводника, т.е.

$$\dot{H}_{1m}[x=-b] = -\dot{H}_{1m}[x=b] = \frac{I_m}{\delta_3}. \quad (6)$$

Амплитуда напряженности бегущего магнитного поля согласно [2] равна:

$$H_{2m} = \frac{2s\tau I_m k_0 \delta}{\pi \delta_3}, \quad (7)$$

где $k_0\delta$ - обмоточный коэффициент,

$s\tau$ - число проводников на протяжении полюсного деления τ .

С учетом (6) и допущения [4] постоянные C_1 и C_2 в (5) определяются из соотношений:

$$\left. \begin{aligned} -C_1 \operatorname{sh} kb + C_2 \operatorname{ch} kb &= \frac{I_m}{\delta_3} + \dot{H}_{2m}, \\ C_1 \operatorname{sh} kb + C_2 \operatorname{ch} kb &= -\frac{I_m}{\delta_3} + \dot{H}_{2m}. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

С учетом (8) для комплексной амплитуды напряженности магнитного поля в проводнике (5) получим:

$$\dot{H}_m = -\frac{I_m}{\delta_3 \operatorname{sh} kb} \operatorname{sh} kx + \frac{\dot{H}_{2m}}{\operatorname{ch} kb} \operatorname{ch} kx. \quad (9)$$

Далее, по (2) для комплексной амплитуды плотности тока находим:

$$\dot{j}_m = \frac{I_{mk}}{\varkappa_0 \delta_3 \operatorname{sh} kb} \operatorname{ch} kx - \frac{\dot{H}_{2mk}}{\varkappa_0 \operatorname{ch} kb} \operatorname{sh} kx. \quad (10)$$

4. Сопротивление проводника переменному току

Сопротивление проводника переменному току на единицу длины по координате y выражается в виде:

$$R_{\sim} = \frac{P}{I^2}, \quad (11)$$

где P - активная мощность в объеме проводника на единицу длины по координате y .

Мощность P определяется по выражению:

$$P = \frac{\Delta_T}{2\gamma} \int_{-b}^b \dot{j}_m^* \dot{j}_m dx, \quad (12)$$

где $\dot{j}_m^*$ - сопряженный комплекс амплитуды плотности тока $\dot{j}_m$.

На основе (11) с учетом (12), (10), (7) получим:

$$R_{\sim} = R_- \left[\frac{\xi_{np} (\operatorname{sh} \xi_{np} + \sin \xi_{np})}{2 (\operatorname{ch} \xi_{np} - \cos \xi_{np})} + \left(\frac{k_{об} s_{\tau}}{\pi} \right)^2 \frac{2 \xi_{np} (\operatorname{sh} \xi_{np} - \sin \xi_{np})}{\operatorname{ch} \xi_{np} + \cos \xi_{np}} \right], \quad (13)$$

где R_- - сопротивление проводника постоянному току на единицу длины по координате y ;

ξ_{np} - вспомогательная величина;

$$\xi_{np} = \frac{2b}{\Delta_{np}}. \quad (14)$$

В (14) через

$$\Delta_{np} = \sqrt{\frac{2}{\omega \mu_0 \gamma \varkappa_0}} \quad (15)$$

обозначена глубина проникновения волны.

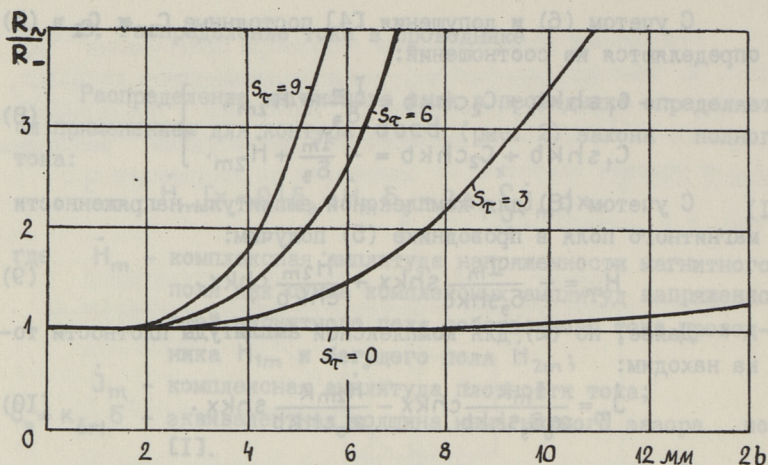


Рис. 3. Отношение $R_{\sim}/R_{-}$ в зависимости от $2b$

На рис. 3 представлены для примера расчетные кривые отношения $R_{\sim}/R_{-}$ в зависимости от $2b$ при следующих данных: $f = 400$ Гц, $\gamma = 0,355 \cdot 10^8$ I/Ом·м, $\delta_a = 0,0256$ м, $k_{o\delta} = 1$, $\Delta_{\tau} = 0,0076$ м, $\Delta_{np} = 0,00548$ м, $s_{\tau} = 0; 3; 6$ и 9 . При $s_{\tau} = 0$ бегущее магнитное поле отсутствует.

Как видно из рис. 3, при наличии бегущего магнитного поля неравномерное распределение тока в проводнике, т.е. $R_{\sim}/R_{-}$ увеличивается тем быстрее, чем больше значение s_{τ} . Влияние бегущего магнитного поля в значительной мере превышает влияние собственного поля проводника и, соответственно, учет первого при расчетах обязателен.

Л и т е р а т у р а

1. Конт А.В., Валдур Л.В. Приближенные электромагнитные соотношения в плоской линейной индукционной машине с подвижной первичной обмоткой. См. наст. сб., с. 3.

2. Вольдек А.И. Индукционные магнитогидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом. - Л.: Энергия, 1970.

Die Stromverdrängung des Wicklungsleiters
von linearen, flachen Induktionsmotoren

Zusammenfassung

In dem Artikel behandelt man die Wirkung des verlaufen-
den magnetischen Feldes und des Feldes von elektrischem
Strom im Wicklungsleiter auf die Verteilung des Stromes der-
selben. Es werden entsprechende Formeln von Resultaten in
Abhängigkeit von der Breite des Leiters dargestellt.

Л.В. Архипова, В.Ф. Кескюла, А.О. Кильк

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ СКОРОСТИ ВРАЩЕНИЯ
РАСПЛАВА ВО ВРАЩАЮЩЕМСЯ МАГНИТНОМ ПОЛЕ

При выращивании монокристаллов полупроводниковых материалов из расплава методом Чохральского весьма важно выравнивание распределения легирующих и фоновых примесей по объему монокристалла. Для достижения этой цели применяется принудительное механическое перемешивание расплава в тигле путем вращения тигля с расплавом в одну сторону и выращиваемого монокристалла в противоположную сторону.

С возрастанием диаметров выращиваемых монокристаллов способ механического перемешивания не обеспечивает необходимого качества монокристалла. Кроме того, вращение тигля вызывает в расплаве механические вибрации, являющиеся одним из источников образования дефектов кристаллической решетки. По этим причинам в последнее время делаются попытки использовать в ходе процесса выращивания монокристаллов электромагнитное перемешивание расплава. Для этой цели можно использовать вращающееся магнитное поле специального трехфазного нагревателя [1], тепловое поле которого предназначено для расплавления исходного сырья и поддержания необходимого температурного режима роста монокристалла, или снабдить установку выращивания монокристалла специальным регулируемым индуктором вращающегося магнитного поля, если в качестве источника теплового поля используется нагреватель сопротивления постоянного тока.

Поскольку полупроводниковые материалы в расплавленном состоянии имеют хорошую электропроводность (например, удельная электропроводность кремния при 1450 °C составляет 1,24 МСм/м), то вращающееся магнитное поле может обеспечить интенсивное электромагнитное перемешивание расплава.

Как показывают эксперименты [2], вращающееся магнитное поле приводит также к симметрированию температурного поля в расплаве по окружности тигля, выравнивает температурное поле по объему расплава и обеспечивает более однородное распределение примесей в монокристалле. Электромагнитное перемешивание позволяет также отказаться от механического вращения тигля и кристалла. Однако интенсивность электромагнитного перемешивания расплава зависит кроме величины магнитной индукции и угловой скорости вращения поля также от геометрических соотношений расплава в тигле. По этой причине вместо использования вращающегося магнитного поля трехфазных нагревателей целесообразно использовать специальные регулируемые индукторы вращающегося магнитного поля, интенсивность поля которых можно регулировать таким образом, чтобы обеспечить наиболее оптимальный режим перемешивания расплава.

Для проектирования индукторов вращающегося магнитного поля к установкам выращивания монокристаллов методом Чохральского необходимо знать зависимость интенсивности электромагнитного перемешивания расплава от величины магнитной индукции индуктора и геометрических соотношений расплава в тигле.

По теоретическим оценкам режим течения расплава в тигле в установках выращивания монокристаллов методом Чохральского является турбулентным, а при турбулентном течении невозможно получить интересующей нас зависимости аналитическим путем. Поэтому в настоящей работе принята попытка определить эту зависимость экспериментальным путем. Для характеристики интенсивности электромагнитного перемешивания расплава в тигле принята угловая скорость вращения на свободной поверхности расплава в неподвижном тигле.

Схематическое изображение установки экспериментального исследования приведено на рис. 1. Тигель с внутренним радиусом R_T с расплавом находится в расточке трехфазного индуктора вращающегося магнитного поля (т.н. индукционного вращателя ИВ). Скорость электромагнитного вращения расплава на свободной поверхности измеряется при помощи крыльчатки, состоящей из тонкого пластмассового диска с лопатками из нержавеющей стали. Ось крыльчатки зафиксирована на оси тиг-

ля при помощи тонкого стержня из нержавеющей стали. Расстояние от середины лопаток до оси тигля $R_K = 0,25 R_T$. В качестве расплава используется ртуть, в качестве тиглей - стеклянные сосуды с внутренними диаметрами $D_T = 0,058; 0,078; 0,102; 0,136$ и $0,156$ м. Измерения скорости вращения ртути проводились при относительных уровнях ртути в тиглях $h = \frac{H_p}{R_T} = 1,0; 0,8; 0,6; 0,4$ и $0,2$, где H_p - высота первоначального уровня неподвижной ртути в тигле; R_T - внутренний радиус тигля. В качестве ИВ был использован статор двухполюсной асинхронной машины с диаметром расточки $0,195$ м и длиной расточки магнитопровода $0,150$ м. ИВ питался от сети трехфазного тока промышленной частоты через регулируемый трехфазный автотрансформатор. Во избежание влияния нагрева ртути в процессе экспериментов, опыты проводились кратко-временно и начались с больших значений силы тока индуктора, с последующим уменьшением тока.

В результате множества серий опытов и их обработки удалось получить приближенную зависимость для определения скорости вращения ртути на свободной поверхности при $R = 0,25 R_T$ от геометрических соотношений и магнитной индукции ИВ в виде формулы

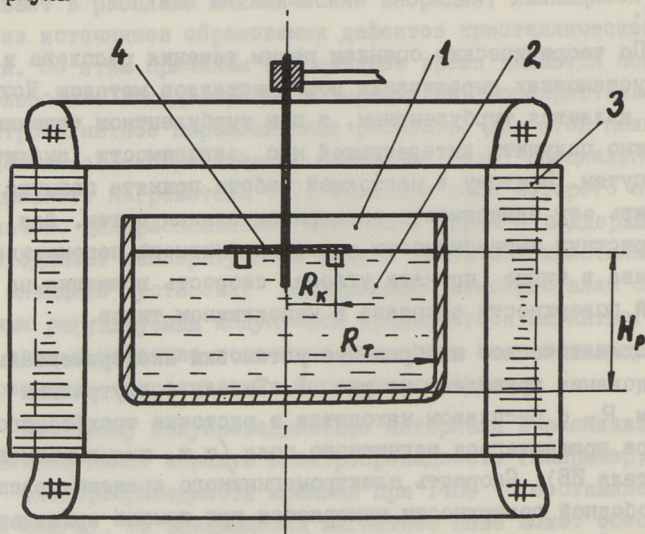


Рис. 1. Схема установки эксперимента:

1 - тигель; 2 - расплав; 3 - ИВ; 4 - крыльчатка.

$$\bar{\omega} = c D_T B_p f(h), \quad (I)$$

где c - коэффициент, зависящий от физических свойств расплава (для ртути $c = 2,4 \cdot 10^3$);

$D_T = 2 R_T$ - диаметр тигля;

B_p - расчетное значение радиальной составляющей основной гармоники магнитной индукции индуктора на боковой поверхности тигля;

$f(h)$ - экспериментальная зависимость, учитывающая влияние гидродинамических и электромагнитных краевых эффектов в расплаве на свободной поверхности

$$f(h) = h^{0,34h+1,28}; \quad (2)$$

$h = \frac{H_p}{R_T}$ - относительная высота уровня расплава в тигле при отсутствии вращения, когда свободная поверхность расплава гладкая.

В [3] показано, что при электромагнитном вращении проводящей жидкости в вертикальном сосуде зависимость угловой скорости вращения жидкости от относительного радиуса можно определить при приближенной формуле

$$\bar{\omega} = \bar{\omega}_1 (1 - r_*^2),$$

где $\bar{\omega}$ - скорость вращения жидкости на оси сосуда;

$r_* = R/R_T$ - относительный радиус точки наблюдения течения.

Согласно этой зависимости при среднем радиусе лопаток крыльчатки $R_k = 0,25 R_T$ измеренная угловая скорость отличается от угловой скорости на оси тигля менее 6,3 %, а по данным эксперимента - практически совпадает со значением $\bar{\omega}_1$. Поэтому измеренное значение скорости вращения расплава крыльчаткой можно рассматривать как приближенное значение угловой скорости на оси тигля.

На рис. 2 приведены результаты измерения угловой скорости ртути от магнитной индукции в тигле с диаметром 0,156 м. Результаты эксперимента даны в виде точек, а сплошными линиями - результаты расчета по формулам (I) и (2). Как видно из этих результатов, точки эксперимента хотя и имеют разброс, в среднем соответствуют зависимостям (I) и (2).

Аналогичные результаты были получены и для других тиглей. На рис. 3 приведены эти результаты для тигля с диамет-

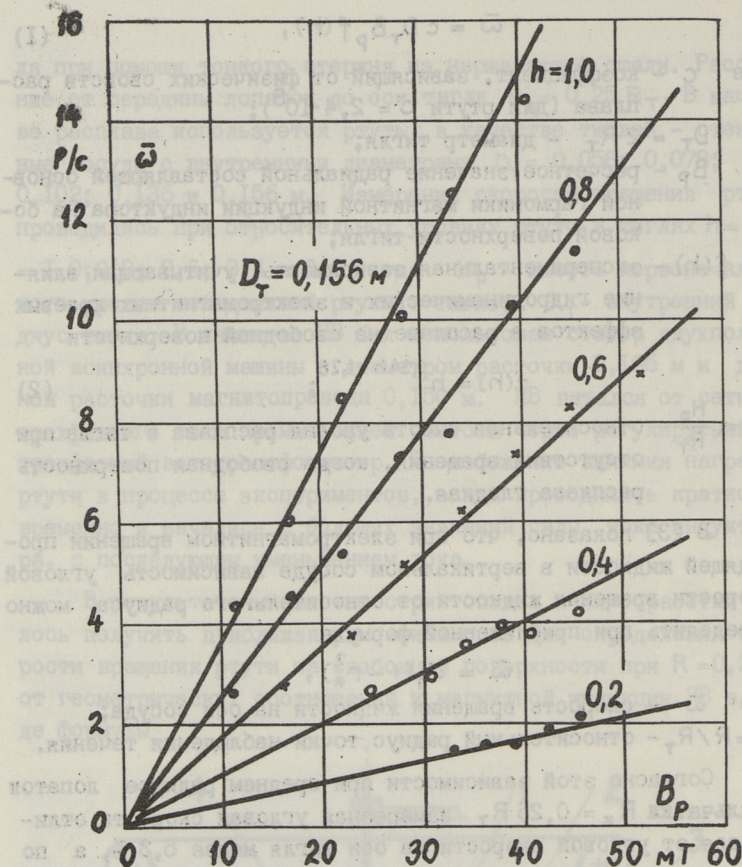


Рис. 2. Зависимость угловой скорости вращения ртути от магнитной индукции в тигле с диаметром 0,156 м.

ром 0,136 м. Для тиглей с меньшим диаметром совпадения результатов эксперимента с результатами расчета по формулам (1) и (2) оказалось, несколько хуже, что в первую очередь объясняется малыми значениями скоростей вращения ртути, при которых оксидная пленка на свободной поверхности оказывала тормозящее действие на вращение крыльчатки.

На рис. 4 приведена кривая $f(h)$, рассчитанная по формуле (2). Указанная кривая показывает, что с уменьшением относительной высоты уровня расплава в тигле интенсивность электромагнитного перемешивания резко уменьшается. Поэтому.

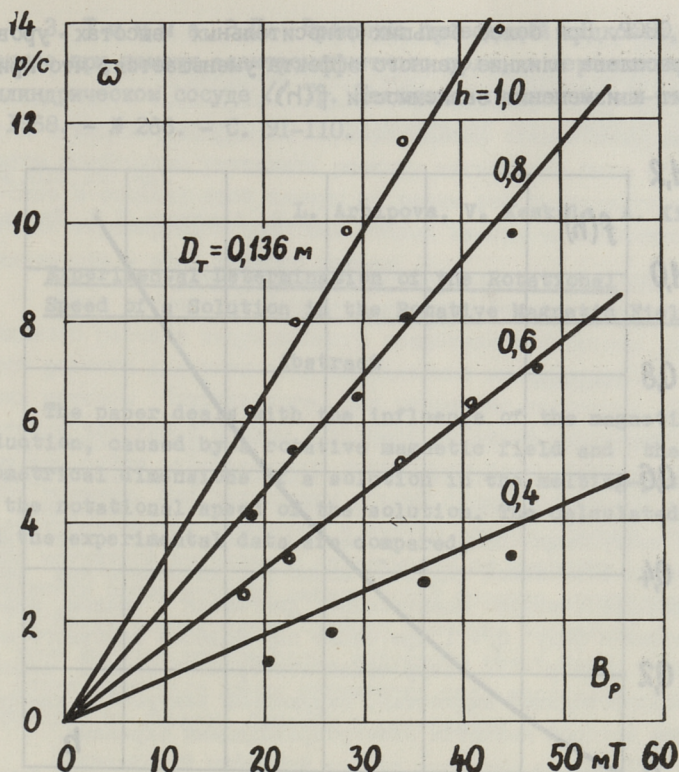


Рис. 3. Зависимость угловой скорости вращения ртuti от магнитной индукции в тигле с диаметром 0,136 м.

для обеспечения требуемой интенсивности электромагнитного перемешивания расплава в ходе процесса выращивания монокристалла необходимо увеличивать магнитную индукцию по зависимости

$$B_p = \frac{\bar{\omega}_{\text{тр}}}{c \cdot D_T f(h)}, \quad (3)$$

где $\bar{\omega}_{\text{тр}}$ - требуемое значение угловой скорости на оси тигля на свободной поверхности расплава.

Следует отметить, что полученная приближенная формула (2) справедлива только в области изменения относительной высоты уровня расплава в тигле в пределах 0...1,0, применяемых в настоящее время в полупроводниковой промышленно-

сти СССР. При более больших относительных высотах уровня расплава влияние данного эффекта уменьшается, что приводит к изменению зависимости $f(h)$.

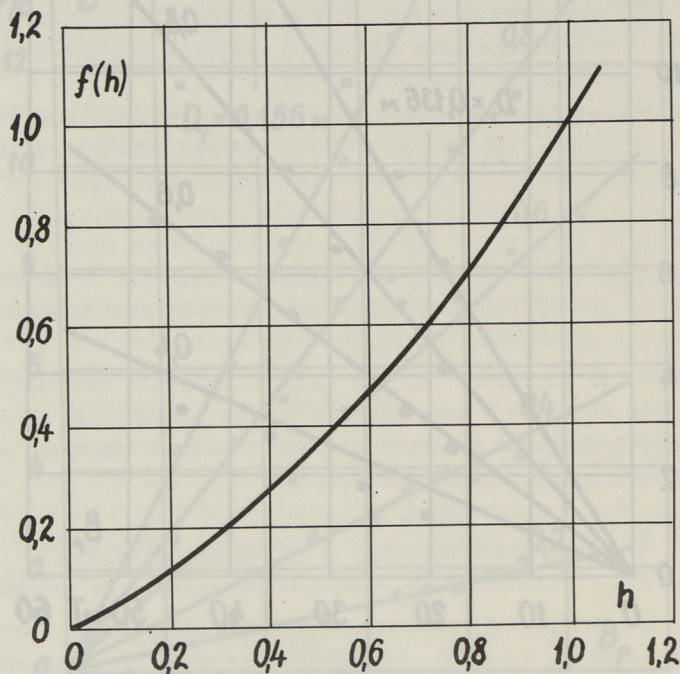


Рис. 4. Экспериментальная зависимость, учитывающая влияние относительной высоты уровня расплава в тигле на скорость электромагнитного вращения расплава в центре свободной поверхности.

Л и т е р а т у р а

1. Кескюла В.Ф., Петров Г.Н. Магнитное поле трехфазного нагревателя // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1982. - № 536. - С. 37-46.

2. Шашков Ю.М., Шущлебина Н.Я. О влиянии магнитного перемешивания расплава на выращивание монокристаллов кремния // Физика и химия обработки материалов. - 1972. - № 1. - С. 34-36.

3. Тимма Э.П. Вращение проводящей жидкости, созданное при помощи электромагнитного поля, в вертикальном цилиндрическом сосуде // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1968. - № 266. - С. 91-110.

L. Arhipova, V. Kesküla, A. Kilk

Experimental Determination of the Rotational
Speed of a Solution in the Rotative Magnetic Field

Abstract

The paper deals with the influence of the magnetic induction, caused by a rotative magnetic field and the geometrical dimensions of a solution in the melting-pot, on the rotational speed of the solution. The calculated and the experimental data are compared.

ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЙ РАСЧЕТ "ЯВНОПОЛЮСНОГО" ИНДУКЦИОННОГО ВРАЩАТЕЛЯ

I. Введение

В настоящей статье рассматривается проектировочный электромагнитный расчет явнополусного индукционного вращателя, индуктор которого имеет шесть зубцов, выполненных в виде выступающих полюсов, охваченных катушками обмотки возбуждения [1]. Такой индуктор можно рассматривать как разновидность статора асинхронного двигателя с числом пазов на полюс и фазу $q_p = 1$ при числе пар полюсов основного магнитного поля $p = 1$. Ротор такой асинхронной машины заменен электропроводящей жидкостью, окруженной вакуумной камерой, стенки которой являются электропроводящими экранами.

В электромагнитном расчете такого индукционного вращателя сочетаются принципы расчета обыкновенных индукционных машин [2, 3, 4, 5, 6] с учетом особенностей, вызванных спецификой конструкции индуктора и вторичной системы.

Из конструктивных особенностей наибольшее влияние на электромагнитный расчет оказывает большой немагнитный зазор, равный в расчетном смысле радиусу расточки индуктора. Большой немагнитный зазор приводит к сильному влиянию краевых (торцовых) эффектов на пространственное распределение магнитного поля индуктора и к большим магнитным потокам рассеяния, соизмеримых и даже превышающих основной рабочий магнитный поток, проходящий через вторичную систему.

Ввиду охвата каждого зубца индуктора катушкой обмотки возбуждения, возникают также особенности при определении магнитных потоков и потокоцеплении рассеяния пазов, зависящих от отношения ширины паза к высоте паза индуктора.

Из-за немагнитного характера жидкого ротора реакция ротора на режим работы индуктора относительно слабая и ее можно часто пренебречь. Однако при наличии между индуктором и жидким ротором электропроводящих стенок вакуумной камеры необходимо учитывать реакцию магнитного поля вторичных токов в стенках этой камеры на режим работы индуктора, а также экранирующее действие стенок камеры на магнитное поле индуктора в зоне жидкого ротора.

Ниже приводится формуляр проектировочного электромагнитного расчета индукционного вращателя с цифровым примером расчета для установки выращивания монокристаллов кремния методом Чохральского. Для упрощения расчетных формул стенки вакуумной камеры с водяной рубашкой охлаждения заменены одним эквивалентным проводящим слоем бесконечно малой толщины. Для сокращения объема формуляра опущен расчет электромагнитных процессов в жидком роторе. Расчет требуемой магнитной индукции в зависимости от скорости вращения жидкости проводится по эмпирической формуле, приведенной в [7]. Ввиду относительно слабого значения магнитной индукции в зоне жидкого ротора пазы индуктора имеют малую глубину, в результате чего линии магнитного поля рассеяния в пазах проходят по линиям, близким к радиальным.

Приведенный цифровой расчет выполнен на ЭВМ ЕС 1055. Сравнение данных расчета с экспериментом на существующей установке показало, что расхождение энергетических показателей, параметров индуктора и коэффициента экранизации стенок камеры не превышало 5...6 %.

I. Исходные данные

Величина	Един. изм.	Обозначение	Цифровые значения
I	2	3	4

I. Заданные данные

1. Перемешиваемый расплав	—	—	кремний
2. Рабочая температура расплава	°C	ϑ_p	1450
3. Удельная электропроводность	См/м	γ_p	$1,24 \cdot 10^6$

I	2	3	4
4. Кинематическая вязкость расплава	м ² /с	ν_p	0,27·20 ⁻⁶
5. Плотность расплава	кг/м ³	ρ_p	2550
6. Внутренний диаметр тигля для расплава	м	D_T	0,200
7. Требуемое значение скорости вращения расплава в тигле	рад/с	ω_1	1,05
8. Минимальная расчетная высота уровня расплава в тигле при заданной скорости вращения	м	h_{p2}	0,028
9. Наружный диаметр корпуса вакуумной камеры установки	м	D_k	0,654
10. Внутренний диаметр камеры	м	D_b	0,600
11. Толщина внутренней стенки	м	Δ_b	0,005
12. Толщина наружной стенки	м	Δ_k	0,002
13. Расчетная высота стенок камеры	м	h_k	0,900
14. Материал стенок камеры	-	-	IX18H9T
15. Средняя температура стенок камеры	°C	t_k	50
16. Удельная электропроводность стенок камеры	См/м	γ_k	1,33·10 ⁶
17. Необходимый зазор между камерой и расточкой индуктора	м	Δ_{kc}	0,023
18. Максимально-допустимый наружный диаметр индуктора	м	D_{um}	1,00
19. Необходимый зазор между зубцами	м	Δ_k	0,060
20. Число фаз индуктора	-	m	3
21. Линейное напряжение сети	В	U	380
22. Частота напряжения сети	Гц	f	50

2. Выбранные данные

1. Марка электротехнической стали	-	-	12II
2. Толщина листа	м	$\Delta_{ст}$	0,0005
3. Плотность электротехнической стали	кг/м ³	$\rho_{ст}$	7800
4. Коэффициент заполнения стали	-	$\varphi_{ст}$	0,95

I	2	3	4
5. Допустимое значение магнитной индукции в зубцах индуктора	T	B_{3g}	1,6
6. Допустимое значение магнитной индукции в ярме индуктора	T	$B_{яg}$	1,4
7. Удельные потери в стали при частоте 50 Гц и индукции 1,0 T	Вт/кг	p_{10}	3,3
8. Марка обмоточного провода	-	-	ПСДК
9. Расчетная температура обмотки	$^{\circ}\text{C}$	t_m	100
10. Соединение фаз обмотки	-	-	треугольник
11. Фазное напряжение обмотки	V	U_{ϕ}	380
12. Число пар полюсов магнитного поля	-	p	1
13. Число зубцов индуктора	-	z	6
14. Вид охлаждения индуктора при напряженном тепловом режиме	-	-	водяное с поверхности ярма

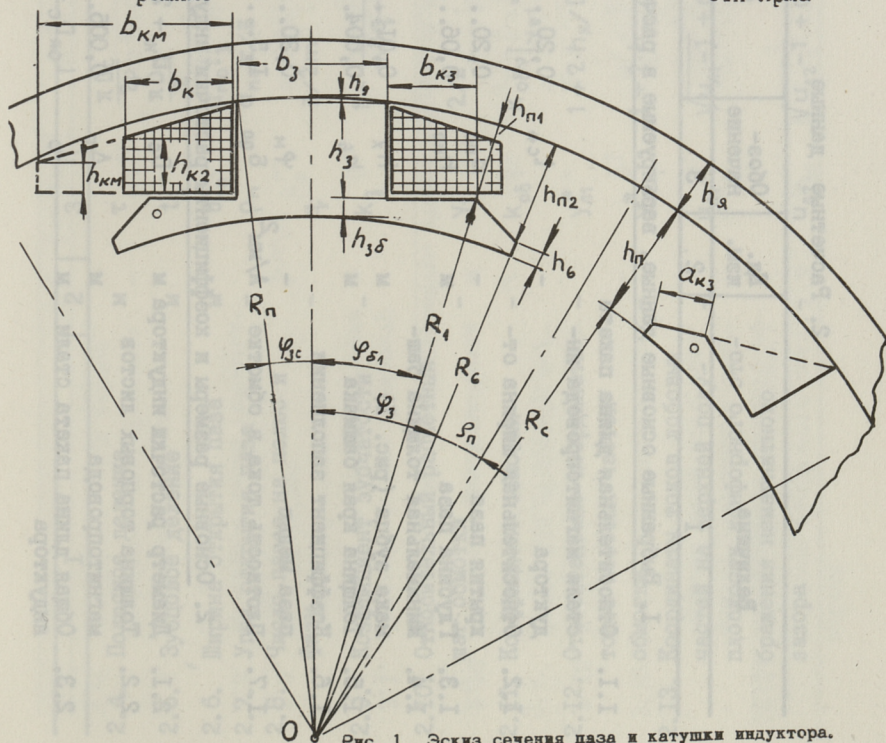


Рис. 1. Эскиз сечения паза и катушки индуктора.

2. Расчетные данные

Величина	Ед. изм.	Обоз- начение	Формула	Цифровые значения
I	2	3	4	5
I. Выбранные основные данные, варьируемые в расчете				
I.1. Относительная длина пакета стали магнитопровода индуктора	-	l_{c*}	$0,20 \dots 0,50$	0,20
I.2. Относительная ширина открытия паза	-	q_{no}	$0,20 \dots 0,50$	0,25
I.3. Глубина паза	м	h_{no}	$0,06 \dots 0,09$	0,075
I.4. Минимальная толщина башмака зубца (рис. I)	м	h_x	$0,01 \dots 0,02$	0,013
I.5. Толщина края башмака	м	h_6	$0,004 \dots 0,010$	0,005
I.6. Коэффициент заполнения паза медью	-	φ_m	$0,30 \dots 0,65$	0,61
I.7. Плотность тока в обмотке	A/mm^2	δ_{90}	$1,5 \dots 4,0$	1,7
2. Основные размеры и коэффициенты расточки индуктора				
2.1. Диаметр расточки индуктора	м	D_c	$D_n + 2 \cdot \Delta_{kc}$	0,700
2.2. Толщина торцевых листов магнитопровода	м	Δ_T	$0,005 \dots 0,010$	0,005
2.3. Общая длина пакета стали индуктора	м	l_c	$l_{c*} D_c + 2 \Delta_T$	0,150

I		2	3	4		5
2.4.	Полюсное деление	м	τ	$\frac{\pi D_c}{2p}$		I,0I
2.5.	Зубцовое деление	м	t_z	$\frac{\pi D_c}{z}$		0,366
2.6.	Ширина открытия паза	м	b_{no}	$a_{no} t_z$		0,09I
2.7.	Угол открытия паза	-	ρ_n	$a_{no} \pi / z$		0,13I
2.8.	Число пазов на полюс и фазу	-	q	$z/2m$		I
2.9.	Коэффициент зубчатости	-	k_z	$1 + \frac{a_{no}^2}{4,8q + (1 - a_{no}) a_{no}}$		I,0I
2.10.	Относительный расчетный шаг обмотки	-	y_1	$2/z$		0,333
2.11.	Коэффициент обмотки	-	$k_{o\delta}$	$k_{o\delta y} \Big _{y=1} = \sin\left(y_1 \frac{\pi}{2}\right) \frac{\sin(y \rho_n)}{y \rho_n}$		0,499
2.12.	Относительные координаты токов лобовых частей обмотки	-	$y_{л1}^*$	$1 + 2 \cdot h_x / D_c$		I,04
		-	$y_{л2}^*$	$1 + 2 \cdot h_{no} / D_c$		I,2I
2.13.	Координаты токов лобовых частей на верхней полу- плоскости конформного отображения немагнитного зазора	-	$y_{л1}$	$\sqrt{y_{л1} - 1} + \operatorname{arctg} \frac{1}{\sqrt{y_{л1} - 1}} = \frac{\pi}{2} y_{л1}^*$		I,36
		-	$y_{л2}$	$\sqrt{y_{л2} - 1} + \operatorname{arctg} \frac{1}{\sqrt{y_{л2} - 1}} = \frac{\pi}{2} y_{л2}^*$		2,49

I	2	3	4	5
2.14. Коэффициенты краевого эффекта, учитывающие выпучивание магнитного поля	-	β_c	$\frac{u_{\lambda 2} \ln u_{\lambda 2} - u_{\lambda 1} \ln u_{\lambda 1}}{\pi (u_{\lambda 2} - u_{\lambda 1})} - 0,123$	0,40
2.15. Коэффициент краевого эффекта для основного магнитного потока	-	β_3	$\beta_c + \frac{1}{\pi} \ln u_{\lambda 2} / (u_{\lambda 2} - u_{\lambda 1})$	0,97
2.16. Расчетная длина расточки м	-	β_0	0,30	0,30
	м	l_{cp}	$l_c + \beta_0 D_c$	0,35
3. Электромагнитные параметры стенок вакуумной камеры				
3.1. Средний расчетный диаметр экрана, заменяющий стенки вакуумной камеры	м	D_3	$\frac{(D_0 + \Delta_0) \Delta_0 + (D_k - \Delta_k) \Delta_k}{\Delta_0 + \Delta_k}$	0,619
3.2. Угловая частота поля	рад/с	ω	$2\pi f$	314
3.3. Магнитное число Рейнольдса экрана	-	ξ_3	$\mu_0 \frac{\omega}{\rho} \gamma_k (\Delta_0 + \Delta_k) D_3 / 4$	0,59
3.4. Относительный радиус экрана	-	Γ_{3*}	D_3 / D_c	0,884
3.5. Относительная координата торца экрана	-	χ_{3*}	$(h_k - l_c) / D_c$	0,879

I	2	3	4	5
3.6. Координаты торца экрана на верхней полуплоскости	-	u	$\sqrt{1+u+jv} - \operatorname{arth} \frac{1}{\sqrt{1+u+jv}} =$	1,88
	-	v	$= \frac{\pi}{2} (x_{э*} + j r_{э*})$	4,73
3.7. Коэффициент краевого эффекта экрана	-	$\beta_э$	$\beta_c + \frac{1}{\pi} \left\{ \ln \sqrt{u^2 + v^2} - \frac{1}{u_{л2} - u_{л1}} \left[(u_{л2} + u) \ln \sqrt{(u_{л2} + u)^2 + v^2} - (u_{л1} + u) \ln \sqrt{(u_{л1} + u)^2 + v^2} + v \cdot \operatorname{arctg} \frac{(u_{л2} - u)v}{(u_{л2} + u)(u_{л1} + u) + v^2} \right] + 1 \right\}$	0,343
3.8. Расчетная активная длина экрана	м	$l_{эp}$	$l_c + \beta_э D_c$	0,390
3.9. Коэффициенты аксиальных гармоник первичного поля в зоне экрана	-	c_k	$\frac{4}{\pi} \frac{1}{k} \sin(k \frac{l_{эp}}{h_k} \frac{\pi}{2}) \sin k \frac{\pi}{2}$ $k = 1, 3, 5, \dots$	
3.10. Аргументы модифицированных цилиндрических функций	-	$x_{ск}$	$k \frac{\pi}{2} \frac{D_c}{h_k}$	k. I, 22
	-	$x_{э*}$	$x_{ск} \cdot \Gamma_{э*}$	k. I, 08
3.11. Коэффициенты аксиальных гармоник вторичного тока экрана	-	$D_{э*}$	$2 \frac{x_{э*}^2}{\sqrt{}} \Gamma_{э'}'(x_{э*}) K_{э'}'(x_{э*}) \left[1 - \frac{I_{э'}'(x_{э*}) K_{э'}(x_{э*})}{K_{э'}'(x_{э*}) I_{э'}(x_{э*})} \right]$	

I	2	3	4	5
3.12. Коэффициенты активной и реактивной мощностей γ -ой гармоники поля в экране	-	k_{ay}	$\frac{1}{2} \sum c_k^2 \frac{1 + (\frac{1}{\gamma} x_{ak})^2}{[1 + (\frac{x_{ak}}{\gamma})^2]^2 + (\varepsilon_a \frac{1}{\gamma} D_{ak})^2}$	
	-	k_{py}	$\frac{1}{2} \sum c_k^2 \frac{\varepsilon_a \frac{1}{\gamma} D_{ak}}{[1 + (\frac{1}{\gamma} x_{ak})^2]^2 + (\varepsilon_a \frac{1}{\gamma} D_{ak})^2}$	
3.13. Относительные вносимые активное и реактивное сопротивления	-	ξ_2	$\sum \frac{2\varepsilon_a r_{ak}^{2\gamma} (\frac{1}{\gamma} \frac{k_{od\gamma}}{k_{os}})^2}{k_3 l_{cp}} \frac{h_k}{k_{ay}}$	0,276
	-	η_2	$\sum \frac{2\varepsilon_a r_{ak}^{2\gamma} (\frac{1}{\gamma} \frac{k_{od\gamma}}{k_{os}})^2}{k_3 l_{cp}} \frac{h_k}{k_{py}}$	0,154
3.14. Коэффициент размагничивания индуктора	-	k_p	$\sqrt{\xi_2^2 + (1 - \eta_2)^2}$	0,89
4. Расчет магнитной индукции				
4.1. Относительная минимальная расчетная высота уровня расплава в тигле	-	h_*	$2h_{p2}/D_T$	0,28
4.2. Относительный радиус тигля	-	r_{T*}	D_T/D_c	0,286
4.3. Требуемое значение магнитной индукции на боковой поверхности расплава	T	B_{rT}	$\frac{\omega_1}{3 \cdot 10^3 D_T} h_*^{-(0,34 h_* + 1,28)}$	0,010

I					4	5
4.4.	Относительные расчетные координаты поверхности расплава	-	x_{1*}	$(h_{p2} - l_c) / D_c$		-0,174
		-	y_{1*}	$0,7 r_{T*}$		0,20
4.5.	То же на верхней полу-плоскости	-	u_1	} по формуле (3.6) формуляра		0,236
		-	v_1			0,148
4.6.	Относительные координаты дна тигля	-	x_{2*}	$x_{1*} - h_*$		-0,254
		-	y_{2*}	y_{1*}		0,20
4.7.	То же на верхней полу-плоскости	-	u_2	} по (3.6) формуляра		0,187
		-	v_2			0,120
4.8.	Коэффициенты краевых эффектов	-	β_1	по (3.7) при $u = u_1, v = v_1$		-0,250
		-	β_2	по (3.7) при $u = u_2, v = v_2$		-0,315
4.9.	Коэффициент уменьшения магнитного потока через расплав от краевых эффектов	-	$K_{\text{фр}}$	$(\beta_1 - \beta_2) \frac{D_c}{r_{p2}} - 1$		0,614
4.10.	Аргументы цилиндрических функций	-	$x_{Тк}$	$x_{ск} \cdot r_{Т*}$		K 0,349

I	2	3	4	5
4. II Коэффициенты аксиальных гармоник вторичного поля экрана в расплаве				
	-	$\bar{C}_k$	$C_k \frac{I'_1(x_{TK})}{I'_1(x_{ЭК})} \frac{\sin(\kappa \frac{\pi}{2} \frac{h_{P2}}{h_K})}{\kappa \frac{\pi}{2} \frac{h_{P2}}{h_K}} \sin \kappa \frac{\pi}{2}$	
4. I2. Составляющие коэффициента экранизации стенок камеры в расплаве ($\gamma=1$)				
	-	$K_{Эд}$	$1 - \frac{\varepsilon_2}{K_{ФР}} \sum_k \bar{C}_k \frac{D_{ЭК}^2}{(1+x_{ЭК}^2)^2 + \varepsilon_2^2 D_{ЭК}^2}$	
	-	$K_{Эр}$	$-\frac{\varepsilon_2}{K_{ФР}} \sum_k \bar{C}_k \frac{(1+x_{ЭК}^2) D_{ЭК}}{(1+x_{ЭК}^2)^2 + \varepsilon_2^2 D_{ЭК}^2}$	
4. I3. Модуль коэффициента экранизации				
	-	$K_Э$	$\sqrt{k_{Эд}^2 + k_{Эр}^2}$	0,87
4. I4. Требуемое расчетное значение магнитной индукции индуктора				
	T	B_p	$B_{rT} \frac{1}{K_Э K_{ФР} r_{T*}^{p-1}}$	0,0188
5. Основные размеры зубца и катушки				
5. I. Коэффициент насыщения магнитопровода				
	-	C_K	$\frac{C_{K2} k_2 B_p}{\sqrt{2} \mu_0 k_{08}}$	I,05
5.2. Линейная токовая нагрузка				
	A/м	A		22100
5.3. Необходимое сечение катушки				
	м ²	S_{KT}	$A \cdot t_3 / (2 \varphi_m \delta_{go})$	0,0039

I		2	3	4	5
5.4.	Радиус расточки индуктора	м	R_c	$D_c/2$	0,350
5.5.	Внутренний радиус яра	м	R_n	$R_c + h_{no}$	0,425
5.6.	Ширина сердечника зубца	м	b_3		0,100
5.7.	Угол ширины сердечника зубца при R_n	рад	φ_{3c}	$\arcsin \frac{b_3}{2R_n}$	0,118
5.8.	Высота сегмента сердечника зубца	м	h_g	$R_n(1 - \cos \varphi_{3c})$	0,003
5.9.	Высота зубца в зоне башмака (рис. I)	м	h_{3c}	$\sqrt{(R_c + h_x)^2 - (\frac{b_3}{2})^2} - R_c$	0,0095
5.10.	Расчетная высота сердечника зубца	м	h_3	$h_{no} - h_{3c} - h_g$	0,0625
5.11.	Расчетные радиусы магнитопровода (рис. I)	м	R_0	$R_c + h_{3c}$	0,3595
		м	R_6	$R_c + h_6$	0,355
5.12.	Максимальное допустимое значение ширины стороны катушки в пазу	м	b_{km}	$(R_o - \Delta_k) \operatorname{tg} \frac{\pi}{2} - \frac{b_3}{2}$	0,123
5.13.	Высота наружной стороны катушки	м	h_{km}	$\sqrt{R_n^2 - (b_{km} + b_3/2)^2} - R_o$	0,029
5.14.	Относительная высота	—	h_s	h_{km}/h_3	0,464

I	2	3	4	5
5.15. Максимальное допустимое сечение катушки	м ²	S_{KM}	$b_{KM}(h_{KM} + h_3)^2$	0,0056
5.16. Требуемая ширина стороны катушки	м	b_K	$b_{KM} \left[1 - \sqrt{1 - (1 - h_s^2) \frac{S_{KT}}{S_{KM}}} \right] / (1 - h_s)$	0,072
5.17. Требуемая высота наружной стороны катушки	м	h_{K2}	$h_3 \left[1 - (1 - h_s) \frac{b_K}{b_{KM}} \right]$	0,047
5.18. Сечение катушки	м ²	S_K	$b_K(h_{K2} + h_3)/2$	0,0039
5.19. Угол ширины зуба по радиусу R_0	рад	φ_C	$(1 - \alpha_{n0}) \pi / z$	0,3925
5.20. Размеры башмака зуба (рис. 1)	м	b_{K3}	$\frac{R_0 \sin \varphi_3 - b_3/2}{R_0 + h_3 - R_0 \cos \varphi_3} h_3$	0,059
5.21. Расчетный радиус	м	a_{K3}	$\sqrt{(R_0 \sin \varphi_3 - b_{K3} - \frac{b_3}{2})^2 + (R_0 \cos \varphi_3 - R_0)^2}$	0,041
5.22. Радиальные размеры паза	м	R_1	$\sqrt{R_0^2 + (b_{K3} + b_3/2)^2}$	0,376
	м	h_{n1}	$R_n - R_1$	0,049
	м	h_{n2}	$R_n - R_0$	0,070
5.23. Ширина паза по радиусу R_0	м	b_{n02}	$(a_{n0} + 2h_0/D_0) t_3$	0,097

I	2	3	4	5
5.24. Зубцовое деление по средней высоте паза	м	$t_{зср}$	$\pi(2R_n - h_3)/z$	0,412
5.25. Средняя расчетная ширина паза на одну сторону	м	$b_{нср}$	$[(1 - \frac{d_{но}}{2})t_{зср} - b_3]/2$	0,130
5.26. Толщина изоляции между катушкой и зубцом	м	Δ_{uz}		0,004
5.27. Ширина участка паза без обмотки	м	Δb_n	$b_{нср} - b_k - \Delta_{uzk}$	0,053
5.28. Средняя высота паза под обмоткой	м	$h_{н1ср}$	$(h_{n1} + h_3)/2$	0,056
5.29. Средняя высота участка паза без обмотки	м	$h_{н2ср}$	$(h_{n1} + h_{n2})/2$	0,060
6. Нагрузка и размеры магнитопровода				
6.1. Коэффициент проводимости паза по магнитному потоку	-	$\lambda_{нф}$	$\frac{b_k}{2h_{н1ср}} + \frac{\Delta b_n}{h_{н2ср}} + \frac{h_6}{b_{но} + b_{но2}}$	1,58
6.2. Расчетная длина паза	м	l_n	$l_c + 2h_{n1}$	0,248
6.3. Коэффициент дополнительной нагрузки зуба от потока пазового рассеяния	-	σ_{zn}	$\frac{\pi}{2} \frac{k_3}{K_{05}} \frac{l_n \lambda_{нф}}{l_{cp} \sin \frac{\pi}{z}}$	2,35

I		2	3	4		5
6.4.	Коэффициент дополнительной нагрузки от потока дифференциального рассеяния	-	σ_{3g}	$\frac{l_c + \frac{\beta_0}{\pi} D_c}{l_{cp}} \sum \frac{1}{\gamma} \frac{k_{об\gamma}}{\gamma^2} \frac{k_{о\delta}}{\sin \frac{\pi}{\gamma}} \frac{\pi}{\sin \frac{\pi}{\gamma}}$		0,226
6.5.	Коэффициент торцового потока зуба	-	$\sigma_{3г}$	$(\beta_3 - \beta_0) D_c b_3 / t_{3cp}$		0,355
6.6.	Суммарный коэффициент дополнительной нагрузки	-	σ_3	$\sigma_{3н} \cdot C_n + \sigma_{3г} + \sigma_{3т}$		3,03
6.7.	Магнитная индукция в зубце	T	$B_{3м}$	$B_p (K_p + \sigma_3) D_c \frac{l_{cp}}{l_c 2 \varphi_{ст} b_3}$		0,65I
6.8.	Необходимая ширина зуба по потоку	м	b'_3	$b_{30} B_{3м} / B_{3г}$		0,04I
6.9.	Выбранная ширина зуба	м	b_3	$\geq b_{30}$		0,100
6.10.	Необходимая толщина ярма	м	$h'_я$	$B_{3м} b_3 / (2 b_{яг})$		0,023
6.11.	Выбранная толщина ярма	м	$h_я$	$\geq h'_я$		0,030
6.12.	Максимальная индукция в ярье	T	$B_{ям}$	$B_{3м} \frac{b_3}{2 h_я}$		1,09
6.13.	Наружный диаметр ярма	м	$D_я$	$D_c + 2(h_{но} + h_я)$		0,910
6.14.	Магнитное напряжение на магнитопроводе	A	F_m	$\frac{\pi}{4} (D_я - h_я) H_{ям} + 2 h_{но} H_{3м}$		483

I	2	3	4	5
6.15. Коэффициент насыщения маг- нитопровода	-	Ск.	$1 + \frac{\mu_0 F_m}{k_3 B_p D_c}$	1,05
6.16. Коэффициент магнитной ин- дукции башмака зубца	-	k_{bx}	$k_p + (1 - \frac{b_3}{t_3}) \sigma_{3g} + \sigma_{3n} - \frac{b_3}{t_3}$	3,13
6.17. Магнитная индукция в се- чении башмака высотой h_x	T	$B_{\delta x}$	$B_p D_c k_{bx} \frac{l_{cp}}{4 \varphi_{ct} l_c h_x}$	1,99
6.18. Проводимость участка паза с шириной b_{k3} по потоку	-	$\Delta \sigma_{3n}$	$\frac{\pi}{z} \frac{k_3 l_n}{l_{cp} k_{05} \sin \frac{\pi}{z}} \frac{b_{k3}}{4 h_{n2}}$	0,421
6.19. Вспомогательный коэф- фициент	-	C_1	$(1 + \sigma_{3g}) \frac{b_3}{t_3} + \Delta \sigma_{3n}$	0,767
6.20. Магнитная индукция в се- чении I башмака	T	$B_{\delta 1}$	$B_{\delta x} (1 - \frac{C_1}{k_{bx}}) \frac{h_x}{h_{\delta 2}}$	1,13
6.21. Диаметр отверстия болта в башмаке	м	d_{δ}		0,010
6.22. Магнитная индукция в сечении 2 башмака	T	$B_{\delta 2}$	$B_{\delta x} (1 - 2 \frac{C_1}{k_{bx}}) \frac{h_x}{R_1 - R_c - d_{\delta}}$	0,97
6.23. Площадь сечения сердеч- ника зубца	м ²	S_{3c}	$(\varphi_{3c} - \frac{1}{2} \sin 2 \varphi_{3c}) R_n^2 + b_3 h_3$	0,0064

I	2	3	4	5
6.24. Угол башмака зубца	рад	$\varphi_{\delta 1}$	$\arcsin \frac{b_{k3} + b_3/2}{R_1}$	0,289
6.25. Площадь сечения башмака	м ²	S _Б	$(b_{k3} + \frac{b_3}{2}) R_0 + R_1 R_6 \sin(\varphi_3 - \varphi_{\delta 1}) - \varphi_3 R_c^2$	0,0042
6.26. Суммарное сечение зубца	м ²	S _з	S _{зс} + S _Б	0,0106
6.27. Сечение "усиков" башмака	м ²	S _{Бy}	S _Б - h _{зБ} b _з	0,0032
6.28. Масса зубцов	кг	G _з	P _{CT} Z S _з l _с φ _{CT}	70,9
6.29. Масса ярма	кг	G _я	P _{CT} π (D _я - h _я) h _я l _с φ _{CT}	92,2
6.30. Масса магнитопровода	кг	G _{CT}	G _я + G _з	163
6.31. Потери мощности в башмаке	Вт	P _{зБ}	$1,8 p_{10} (\frac{f}{50})^{1,3} G_3 \frac{S_{By}}{S_3} \frac{B_x^2 + B_{\delta 1}^2 + B_{\delta 2}^2}{3}$	268
6.32. Потери мощности в зубце	Вт	P _з	$1,8 p_{10} (\frac{f}{50})^{1,3} G_3 (1 - \frac{S_{By}}{S_3}) B_{3m}^2 + P_{зБ}$	383
6.33. Потери мощности в ярме	Вт	P _я	$1,5 p_{10} (\frac{f}{50})^{1,3} G_я B_я^2$	538
6.34. Суммарные потери в стали индуктора	кВт	P _{CT}	(P _я + P _з) · 10 ⁻³	0,960
7. Параметры обмотки				
7.1 Радиус (и толщина) торцовой изоляционной прокладки зубца	м	R _{и1}	0,010...0,020	0,011

I					4	5
7.2.	Средняя длина лобовых частей катушки на одну сторону	м	l_n	$\pi(R_{11} + \Delta u_3 + b_k) + b_3 - 2R_{11}$		0,237
7.3.	Средняя длина витка катушки	м	l_w	$2(l_c + l_n)$		0,774
7.4.	Относительный шаг обмотки в пазу	-	u_n	$(b_3 + b_k + 2\Delta u_3) / \tau$		0,163
7.5.	Аксимальная длина катушки	м	L_k	$l_c + 2(R_{11} + \Delta u_3 + b_k)$		0,332
7.6.	Удельное сопротивление меди обмотки при расчетной температуре	Ом·м	ρ_m	$17,5 \cdot 10^{-9} \frac{235 + t_m}{255}$		$23 \cdot 10^{-9}$
7.7.	Плотность тока в обмотке	A/м ²	δ'_g	$\frac{A \cdot t_2}{2 \varphi_m S_k}$		$1,7 \cdot 10^6$
7.8.	Относительное активное сопротивление обмотки	-	ξ_1	$\sqrt{2} \rho_m \delta'_g l_w / (\omega B_p k_{os} D_c l_{cp})$		0,058
7.9.	Коэффициент проводимости паза по потягосцеплению	-	λ_n	$\frac{1}{2} \left(\frac{b_k}{3 h_{n1cp}} + \frac{\Delta b_n}{h_{n2cp}} \right) + \frac{h_6}{4 b_{n0}}$		0,688
7.10.	Коэффициент лобовых частей	-	k_n			0,82
7.11.	Коэффициент проводимости рассеяния лобовых частей	-	λ_l	$k_n (l_n - y_{11} D_c) / l_c$		0,673
7.12.	Коэффициент проводимости дифференциального рассеяния	-	λ_q	$\frac{m}{\pi k_3} \frac{l_c + \frac{\beta_0}{2} D_c}{l_c} \sum \frac{1}{y} k_{osy}^2$		0,085

I	2	3	4	5
7.13. Коэффициент рассеяния обмотки	-	σ_s	$\frac{k_2 c_{\pi} \pi l_c}{m k_{\sigma d}^2 l_{cp}} (\lambda_n + \lambda_n + \lambda_g)$	2,69
7.14. Реактивная мощность рас- точки индуктора	квар	Q_m	$\frac{k_2}{4 \mu_0} \omega \pi D_c^2 B_p^2 l_{cp} \cdot 10^{-3}$	12,9
7.15. Коэффициент дополнитель- ных потерь	-	ξ_g	0,005...0,020	0,01
7.16. Относительное сопротивле- ние потерь в стали магни- топровода	-	$\xi_{ст}$	$P_{ст} / Q_m$	0,074
7.17. Коэффициент э.д.с. обмотки	-	K_E	$\frac{1}{\sqrt{(\xi_1 + \xi_{ст} + \xi_2 + \xi_g)^2 + (1 + \sigma_s - \eta_2)^2}}$	0,281
7.18. Необходимое число витков в одной фазе	-	w'	$\frac{k_E U_{\phi}}{4,44 f k_{\sigma d} B_p D_c l_{cp}}$	204
7.19. Число параллельных ветвей обмотки	-	q_w	1 или 2	I
7.20. Необходимое число витков в катушке	-	w'_k	$w' \frac{q_w}{2 p q}$	102
7.21. Выбранное число витков в катушке	-	w_k	$\leq w'_k$	102
7.22. Число витков в одной фа- зе обмотки	-	w	$2 p q \frac{w_k}{q_w}$	204

1	2	3	4	5
7.23. Главное индуктивное сопротивление фазы обмотки	Ом	x_r	$12 \mu_0 f \frac{(k_{об} w)^2}{k_z c_n} l_{cp}$	2,65
7.24. Полное сопротивление фазы	Ом	z_ϕ	x_r / k_E	9,44
7.25. Полное фазное сопротивление без вторичной системы	Ом	$z_{\phi 0}$	$x_r \sqrt{(\xi_1 + \xi_{CT} + \xi_g)^2 + (1 + \sigma_g)^2}$	9,79
7.26. Фазный ток	А	I_ϕ	U_ϕ / z_ϕ	40,3
7.27. Необходимое сечение фазного провода	мм ²	S'_{np}	$I_\phi / (\alpha_w \delta'_g) \cdot 10^6$	23,7
7.28. Размеры поперечного сечения выбранного провода:				
а) без изоляции	мм.мм	$\alpha_{np} \delta_{np}$		3,55·6,7
б) с изоляцией	мм.мм	$\alpha \times \delta$		3,95·7,1
7.29. Сечение выбранного провода	мм ²	S_{np}	$\alpha_{np} \cdot \delta_{np}$	23,8
7.30. Плотность тока в обмотке	А/мм ²	δ_g	$\delta'_g \frac{S'_{np}}{S_{np}}$	1,69
7.31. Расчетная магнитная индукция	Т	B_p	$2,7 \mu_0 \frac{k_{об} w}{k_z c_n D_c} I_\phi$	0,0188
7.32. Масса меди обмотки	кг	G_M	$8,9 \cdot 10^3 S_{np} l_w \cdot w \cdot m$	100

I		2	3	4	5
8. Энергетические показатели					
8.1.	Реактивная мощность рас- точки	квар	Q_M	$m \times 10^{-3}$	12,9
8.2.	Потери мощности в меди	кВт	P_M	$\xi_1 \cdot Q_M$	0,745
8.3.	Потери мощности в стали	кВт	P_{CT}	$\xi_{CT} \cdot Q_M$	0,955
8.4.	Потери мощности в стенках камеры	кВт	P_K	$\xi_2 \cdot Q_M$	3,56
8.5.	Дополнительные потери	кВт	P_g	$\xi_g \cdot Q_M$	0,129
8.6.	Активная мощность	кВт	P	$P_M + P_{CT} + P_K + P_g$	5,39
8.7.	Полная мощность	кВА	S_N	$m U_{\phi} \cdot I_{\phi} \cdot 10^{-3}$	45,9
8.8.	Коэффициент мощности	-	$\cos \varphi$	$\frac{P}{S_N}$	0,12

Л и т е р а т у р а

1. К е с к ю л а В.Ф., Р и с т х е й н Э.М. Возможные системы магнитопровода и обмоток индукционных вращателей // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1965. - № 231. - С. 69-85.

2. В и н о г р а д о в Н.В., Г о р я и н о в Ф.А., С е р г е е в П.С. Проектирование электрических машин. - М.: Госэнергоиздат, 1956.

3. П о с т н и к о в И.Н. Проектирование электрических машин. - Киев: Госиздат УССР, 1960.

4. В о л ь д е к А.И. Индукционные магнитогидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом. - Л.: Энергия, 1970.

5. К е с к ю л а В.Ф. Контрольный расчет высокотемпературного индукционного насоса с винтовым каналом // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1977. - № 425. - С. 77-99.

6. К е с к ю л а В.Ф. Об особенностях электромагнитного расчета индукционных вращателей // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1967. - № 249. - С. 55-66.

7. К е с к ю л а В.Ф., К и л ь к А.О. Экспериментальное определение скорости вращения расплава во вращающемся магнитном поле. См. наст. сб., с. 18.

L. Arhipova, V. Kesküla

Electromagnetical Calculation of the Induction Rotators with Visible Poles

Abstract

The paper deals with the electromagnetical calculation of the induction rotators with visible poles. A numeral example of the calculation of the induction rotators for molten silicon at the temperature of 1450 °C is added.

А.О. Мусикка, Х.Ф. Оорн, Р.Б. Янсикене

АНАЛИЗ СИСТЕМ ДИАГНОСТИКИ МГД-ПРИВОДА

До сих пор основное внимание в разработке МГД-приводов было обращено на осуществление процесса дозирования. Определение состояния МГД-привода и введение коррекции в процесс дозирования осуществлялось литейщиком-оператором.

При полной автоматизации дозирования металла контроль за сохранность параметров МГД-привода и выработка управляющих воздействий осуществляется системой управления. Система управления представляет собой конечный автомат [1]. Это может быть ЭВМ с периферией, которая осуществляет программное управление. Для точного управления МГД-приводом необходимо знать его параметры. Необходимо также свести к минимуму возмущающие воздействия, влияющие на работу МГД-привода.

МГД-привод с микропроцессорным управлением является электроприводом непрерывного действия. Поэтому большинство параметров привода и его окружности считаются изменяющимися. К этим параметрам относятся также параметры окружающей среды, металла, литейных форм и параметры вспомогательных приводов МГД-комплекса. Параметры МГД-привода и его окружности могут быть следующие:

- напряжение питающей сети;
- частота питающей сети;
- высота подъема металла;
- гидравлическое сопротивление металлопровода;
- уровень металла в тигле;
- показания датчиков;
- температура металлопровода;
- температура расплавленного металла в тигле;
- расположение литейных форм;
- температура окружающей среды;

- ток силовой цепи МГД-привода;
- напор, развиваемый МГД-двигателем (двигателями).

В практике оправдывают себя схемы МГД-приводов, в которых междозировочные периоды металлопровода остаются полностью заполненными металлом. Так, в двухдвигательной схеме МГД-привода с разветвленным металлопроводом вышесказанное условие выполняется циркуляцией перекачиваемого металла в междозировочные периоды по разветвленному металлопроводу; в клапанных МГД-приводах столб металла поддерживается механическими клапанами, расположенными на заборном конце металлопровода.

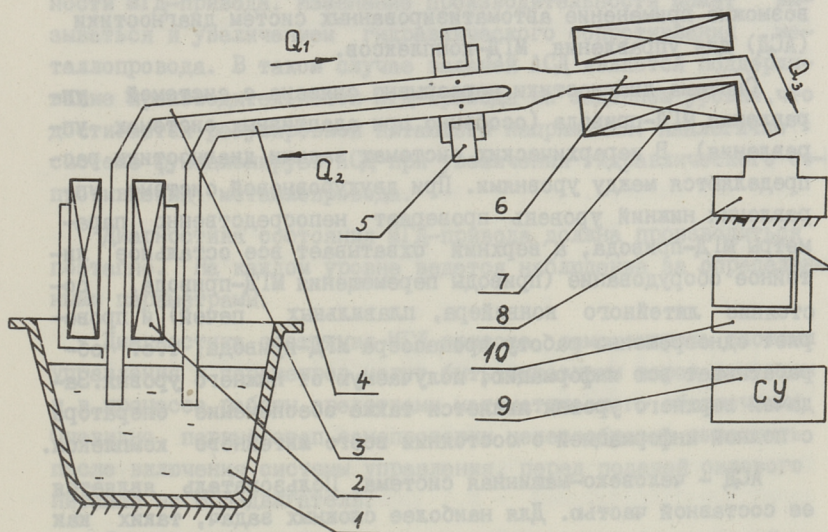


Рис. 1. Схема двухдвигательного МГД-привода с разветвленным металлопроводом

- 1 - плавильная печь с жидким металлом;
- 2 - напорный МГД-двигатель;
- 3 - напорный патрубок;
- 4 - циркуляционный патрубок;
- 5 - кондукционный расходомер;
- 6 - сливной патрубок;
- 7 - регулирующий МГД-двигатель;
- 8 - литейная форма;
- 9 - система управления;
- 10 - система тарирования.

На рис. 1 приведена схема двухдвигательного МГД-привода с разветвленным металлопроводом.

Из вышесказанного видно, что такое количество параметров регулировать вручную, провести контроль и диагностику системы, невозможно. В настоящее время надежно подтверждено применение микропроцессорных систем в части реализации наладки и диагностики МГД-приводов. Микропроцессорные устройства (МПУ) обеспечивают большую надежность и качество, лучше адаптируются к изменяющимся условиям и параметрам электропривода [2].

В связи с бурным развитием микропроцессорной техники возможно применение автоматизированных систем диагностики (АСД) для управления МГД-комплексов.

Система диагностики неразрывно связана с системой управления МГД-привода (особенно при адаптивных системах управления). В иерархических системах задачи диагностики распределяются между уровнями. При двухуровневой системе управления нижний уровень проверяет непосредственно параметры МГД-привода, а верхний охватывает все остальное литейное оборудование (приводы перемещения МГД-привода, состояние литейного конвейера, плавильных печей) и проверяет одновременно работу процессора МГД-привода, т.е. обрабатывает всю информацию, получаемую от нижнего уровня. Задачей верхнего уровня является также обеспечение оператора с полной информацией о состоянии всего литейного комплекса.

АСД — человеко-машинная система. Пользователь является ее составной частью. Для наиболее сложных задач, таких как генерация теста, установка схемы в заданное состояние предусмотрены режимы работы программных средств, выполняющих при определяющем участии пользователя [3]. В основу построения системы положены следующие принципы:

- открытость и гибкость системы;
- информационная согласованность подсистем;
- комплексная автоматизация решаемых задач;
- комплектование АСД с лучшими промышленными системами для решения аналогичных задач.

Методы и средства АСД с учетом описанных принципов, объединены в математическое, информационное, лингвистическое,

техническое, методическое, организационное, программное обеспечения [3].

Во время разработки систем автоматической диагностики нужно выяснить, какие параметры и их изменения имеют особую важность в безотказной работе МГД-привода. Нужно учитывать и допустимые пределы изменения этих параметров. При проектировании АСД для МГД-привода к особо важным параметрам относятся напряжение питающей сети и гидравлическое сопротивление металлопровода. При изменении напряжений в фазах допустимый предел резко изменяет напор, развиваемый МГД-двигателем, что приводит к изменению производительности МГД-привода. Изменение производительности может вызываться и увеличением гидравлического сопротивления металлопровода. В таком случае задачей АСД является поддержание производительности МГД-привода на заданном уровне, что достигается регулировкой питающего напряжения. Аналогично системе функционирует АСД при увеличении гидравлического сопротивления металлопровода.

Диагностика состояния МГД-привода должна производиться поэтапно. На каждом уровне ведется наблюдение за определенными параметрами.

Диагностика состояния МГД-привода, самоконтроль системы управления и параметров могут быть выполнены перед запуском и в процессе работы средствами математического обеспечения. Очевидно, первый этап самопроверки целесообразно выполнить после включения системы управления, перед подачей силового питания на МГД-двигатель.

Данный этап включает тестирование микропроцессорной системы управления, контроль наличия питающих напряжений в каждой фазе и состояние системы предварительного подогрева металлопровода.

Второй этап диагностики включает режимы запуска и ожидания МГД-привода. На данном этапе ведется наблюдение за следующими основными параметрами: скорость циркуляции металла в металлотракте (при схеме МГД-привода с разветвленным металлопроводом), высота уровня расплавленного металла в тигле, температуры металлопровода и обмоток МГД-двигателей.

Третий этап диагностики проводится во время дозирования жидкого металла и включает в себя процесс тарирования расходомеров МГД-привода. Кроме того наблюдаются все вышеупомянутые параметры, а также производится слежение заборного конца металлопровода за уровнем зеркала металла в тигле.

Автодиагностика с сокращенным объемом тестирования осуществляется в фоновом режиме, когда не выполняются другие управляющие программы (на ряде интервалов повторения вычислений (ИПВ) могут выполняться части диагностических алгоритмов), а также в процессе нормальной работы при помощи таймера или другого внешнего сигнала, приостанавливающего работу программ, чтобы выполнить диагностический тест [2].

Диагностические средства, используемые при выполнении МГД-приводом работы, должны обеспечивать высокую степень уверенности, что система работает без ошибок и обнаруживать, как минимум, факт появления неисправности. Локализация дефектного места может быть выполнена при микропроцессорной системе с помощью программы самопроверки.

Л и т е р а т у р а

1. З у б о в В.И. Лекции по теории управления. - М.: Наука, 1975. - 494 с.

2. Ф а й н ш т е й н В.Г., Ф а й н ш т е й н Э.Г. - Микропроцессы и микроЭВМ в системах автоматического управления электроприводами - М.: Информэлектро, 1985. - 44 с.

3. К р и в у л я Г.Ф., К и з у б В.А., К о н о в а л о в В.Б., Х а х а н о в В.И. Автоматизированная система диагностирования цифровых модулей / Электронное моделирование. - 1987. - № 2. - С. 57-61.

Analyse von Diagnostiksystemen des MHD-Antriebes

Zusammenfassung

Es werden die allgemeinen Aspekte und Anforderungen zu den auf Mikrorechnerntechnik basierenden Diagnostiksystemen des magnetohydrodynamischen Antriebes analysiert.

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ МЕХАНИЧЕСКОЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ АСИНХРОННОГО КОРОТКОЗАМКНУТОГО ДВИГАТЕЛЯ ПО КАТАЛОЖНЫМ ПАРАМЕТРАМ СХЕМ ЗАМЕЩЕНИЯ

Для расчета электромеханических переходных процессов асинхронных электроприводов необходимо знать статическую механическую характеристику двигателя $T = f(s)$. При выполнении расчетов с помощью цифровых вычислительных средств эти характеристики целесообразно представить аналитическими формулами. Статическая механическая характеристика двигателя может быть определена формулой Клосса или другими аналитическими формулами, представляющими зависимость электромагнитного момента от скольжения и параметров схемы замещения двигателя. В [1, 2] рассмотрены возможности представления формулы Клосса через характерные точки статической механической характеристики двигателя, которые легко определяются из справочных данных для двигателя. Представляет также интерес возможность определения механической характеристики асинхронного двигателя по параметрам схем замещения, которые приведены в соответствующих справочниках и каталогах. Например, в [3] приведены параметры схем замещения для асинхронных двигателей серии 4А как для их номинального режима, так и для режима короткого замыкания.

В [3] приведены расчетные значения параметров упрощенной Г-образной схемы замещения двигателя (рис. 1а), соответствующие номинальному режиму ее работы. Для двигателей с короткозамкнутым ротором указаны также значения параметров при коротком замыкании: приведенное к обмотке статора активное сопротивление обмотки ротора с учетом вытеснения тока в стержнях беличьей клетки R''_{2n} ; активное R_{kn} и индуктивное X_{kn} сопротивления короткого замыкания. Эти параметры связаны с параметрами на рис. 1а следующим образом

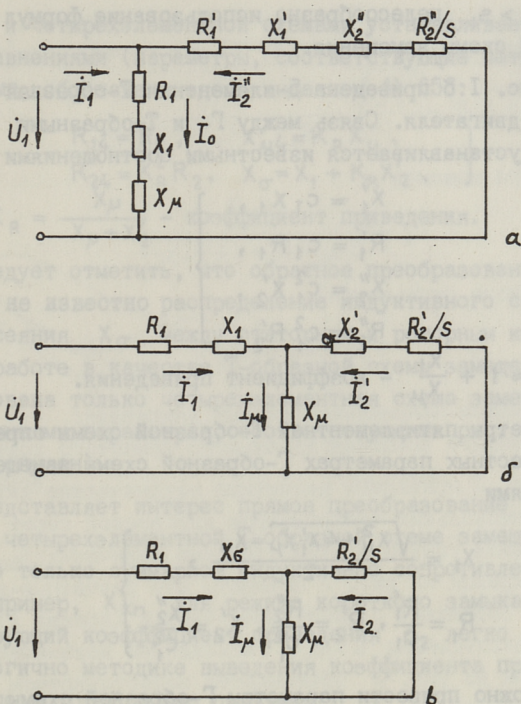


Рис. 1. Схемы замещения.

$$\left. \begin{aligned} R_{kn} &= R'_1 + R''_{2n}, \\ X_{kn} &= X'_{1n} + X''_{2n}. \end{aligned} \right\} \quad (I)$$

Представление в [3] параметров асинхронных двигателей, соответствующих Г-образной схеме замещения, объясняется широким применением в расчетах электроприводов формул, полученных на основе Г-образной схемы замещения. Однако во многих случаях необходимо использовать в расчетах более точные схемы замещения двигателя. Например, расчеты с учетом электромагнитных переходных процессов выполняются на основе Т-образной схемы замещения. Также при определении статической механической характеристики асинхронного двигателя в

режимах $s > s_k$ целесообразно использование формул на базе Т-образной схемы замещения.

На рис. 1 б приведена 5-элементная Т-образная схема замещения двигателя. Связь между Г- и Т-образными схемами замещения устанавливается известными соотношениями [4]

$$\left. \begin{aligned} X'_1 &= c_1 X_1, \\ R'_1 &= c_1 R_1, \\ X''_2 &= c_1^2 X'_2, \\ R''_2 &= c_1^2 R'_2, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где $c_1 \approx 1 + \frac{X_1}{X_\mu}$ - коэффициент приведения.

Параметры пятиэлементной Т-образной схемы определяются при известных параметрах Г-образной схемы замещения простыми связями

$$\left. \begin{aligned} X_1 &= \frac{\sqrt{X_\mu^2 + 4X'_1 X_\mu} - X_\mu}{2}, \\ R_1 &= \frac{R'_1}{c_1}, \quad R'_2 = \frac{R''_2}{c_1^2}, \quad X'_2 = \frac{X''_2}{c_1^2}. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Так можно привести параметры Г-образной схемы замещения к пятиэлементной Т-образной, если известны оба индуктивных сопротивления рассеяния. Однако в каталогах часто приводят лишь сумму этих сопротивлений $X_k = X'_1 + X''_2$. Например, в [3] приведена для режима $s = 1$ только X_{kn} . В таких случаях возможно приведение Г-образной схемы замещения только к четырехэлементной Т-образной схеме замещения. Четырех- и пятиэлементные схемы замещения оба двухконтурные и равноценны в описании электромеханических процессов в асинхронной машине. Кроме того, четырехэлементная схема замещения имеет ряд преимуществ перед пятиэлементной: меньшее количество параметров приводит к упрощению многих уравнений и расчетных формул и, во-вторых, имеется возможность экспериментального определения всех параметров машины.

На рис. 1 в представлена четырехэлементная схема замещения с индуктивным сопротивлением рассеяния X_σ , которое отнесено к статорной цепи двигателя. Связь между пятиэле-

ментной и четырехэлементной схемами устанавливается известными уравнениями (параметры, соответствующие четырехэлементной схеме обозначены здесь индексом 4) [5]:

$$\left. \begin{aligned} R_{14} &= R_1, & X_{\mu 4} &= K_R X_{\mu}, \\ R'_{24} &= K_R^2 R'_2, & X_{\sigma} &= X_1 + K_R X'_2, \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где $K_R = \frac{X_{\mu}}{X_{\mu} + X'_2}$ - коэффициент приведения.

Следует отметить, что обратное преобразование невозможно, если не известно распределение индуктивного сопротивления рассеяния X_{σ} между статорным и роторным контурами. В данной работе в качестве Т-образной схемы замещения будет использована только четырехэлементная схема замещения с обозначениями параметров, соответствующими рис. 1в (индекс 4 будет опущен).

Представляет интерес прямое преобразование Г-образной схемы к четырехэлементной Т-образной схеме замещения, если известно только суммарное индуктивное сопротивление рассеяния (например, $X_{\text{кп}}$ для режима короткого замыкания). Соответствующий коэффициент приведения c_2 легко определяется аналогично методике выведения коэффициента приведения c_1 в [4], по которой можно получить

$$\left. \begin{aligned} X_{\sigma}'' &= X_1' + X_2'' = c_2 X_1, & c_2 &\approx 1 + \frac{X_{\sigma}}{X_{\mu}}, \\ R_1' &= c_2 R_1, & R_2'' &= c_2^2 R_2'. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

На основе (5) можно после несложных преобразований получить выражения для приведения Г-образной схемы замещения к четырехэлементной Т-образной схеме замещения:

$$\left. \begin{aligned} X_{\sigma} &\approx \frac{\sqrt{X_{\mu}^2 + 4X_{\sigma}''X_{\mu}} - X_{\mu}}{2}, \\ R_1 &= \frac{R_1'}{c_2}, & R_2' &= \frac{R_2''}{c_2^2}. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

По литературе известно несколько видов расчетных формул статической характеристики асинхронного двигателя. Например, в [6] электромеханические и энергетические связи в двигателе выражены формулами, полученными на основе преобразованной (эквивалентной) пятиэлементной Т-образной схемы замещения. Однако наиболее широкое применение нашли расчет-

ные формулы на основе Г-образной схемы замещения. Общеизвестны следующие выражения [4, 7] для момента двигателя

$$T = \frac{3U_{\phi}^2}{\omega_0} \cdot \frac{R_2'' s}{(R_1' s + R_2'')^2 + X_{\sigma}''^2 s^2}, \quad (7)$$

критического момента

$$T_k = \frac{3U_{\phi}^2}{2\omega_0 (R_1' + \sqrt{R_1'^2 + X_{\sigma}''^2})} \quad (8)$$

и критического скольжения

$$s_k = \frac{R_2''}{\sqrt{R_1'^2 + X_{\sigma}''^2}}, \quad (9)$$

где U_{ϕ} — фазное напряжение питания двигателя;

ω_0 — частота вращения идеального холостого хода.

На рис. 2 приведены расчетные механические характеристики для нескольких типоразмеров двигателей серии 4А. Момент двигателя указан в относительных величинах $T_{\text{двз}} = T_{\text{ном}}$. Сравнение кривых на рис. 2 покажет, что расчетные характеристики не совпадают с действительностью (кривая I), особенно при скольжениях $s > s_k$. Расхождение механической характеристики на рис. 2 объясняется непостоянством параметров двигателя для разных скольжений в результате явлений насыщения и вытеснения тока в роторе.

На рис. 2 заметно также несоответствие пусковых моментов (при $s = 1$) на характеристиках I и 4. Это частично объясняется неадекватностью расчетной модели, так как Г-образная схема замещения не учитывает уменьшения тока намагничивания двигателя с увеличением нагрузки. Поэтому представляют интерес расчетные формулы механической характеристики асинхронного двигателя, полученные на основе Т-образной схемы замещения. Для выведения этих формул можно использовать аналогичную известную методику получения формулы механической характеристики для Г-образной схемы замещения [7]. Тогда, на основе Т-образной схемы замещения можно получить следующие формулы

$$T \approx \frac{3U_{\phi}^2}{\omega_0} \cdot \frac{R_2' s}{(R_2' + R_1' s)^2 \left(2 + \frac{R_1'^2 + X_{\sigma}^2}{X_{\mu}^2} + 2 \frac{X_{\sigma}}{X_{\mu}} \right)}, \quad (10)$$

$$T_k \approx \frac{3U_{\phi}^2}{2\omega_0} \cdot \frac{\pm X_{\mu}\sqrt{X_{\sigma}^2+R_1^2}}{X_{\sigma}^2\sqrt{(X_{\mu}+X_{\sigma})^2+R_1^2}+R_1(\pm X_{\mu}\sqrt{X_{\sigma}^2+R_1^2})+\frac{R_1^3}{2\sqrt{(X_{\mu}+X_{\sigma})^2+R_1^2}}}, (II)$$

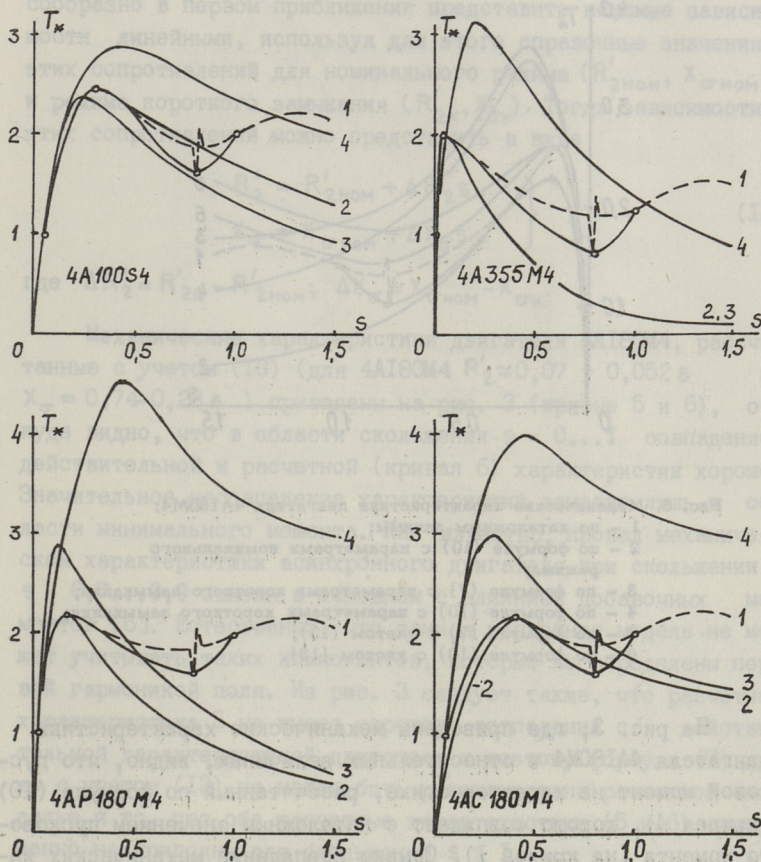


Рис. 2. Механические характеристики:

- 1 - по каталожным данным;
- 2 - по формуле Клосса (с параметрами номинального режима);
- 3 - по формуле (7) с параметрами номинального режима;
- 4 - по формуле (7) с параметрами короткого замыкания.

$$s_k = R_2 \sqrt{\frac{1 + 2 \frac{x_\sigma}{x_\mu} + \frac{x_\sigma^2 + R_1^2}{x_\mu^2}}{R_1^2 + x_\sigma^2}} \quad (12)$$

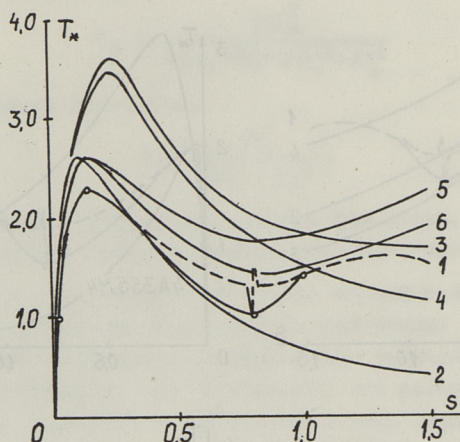


Рис. 3. Механические характеристики двигателя 4A180M4:

- 1 - по каталожным данным;
- 2 - по формуле (10) с параметрами номинального режима;
- 3 - по формуле (7) с параметрами короткого замыкания;
- 4 - по формуле (10) с параметрами короткого замыкания;
- 5 - по формуле (7) с учетом (13);
- 6 - по формуле (10) с учетом (13).

На рис. 3, где приведены механические характеристики двигателя 4A180M4 в относительных величинах, видно, что пусковой момент на характеристике, рассчитанный по формуле (10) (кривая 4), хорошо совпадает с каталожным значением пускового момента (на кривой 1). Однако совпадение механических характеристик 1 и 4 следует в целом считать неудовлетворительным. Из вышеизложенного следует, что механическая характеристика асинхронного двигателя не может быть определена параметрическими формулами с достаточной для практики точностью. Очевидно, что для получения удовлетворительного совпадения действительной и расчетной механической характеристик необ-

ходимо учитывать изменение индуктивного сопротивления рассеяния X_{σ} и активного сопротивления роторной цепи R'_2 в зависимости от скольжения.

Зависимости $X_{\sigma}=f(s)$ и $R'_2=f(s)$ для асинхронных двигателей с глубокими пазами представляют собой сложные функции. С целью максимального упрощения расчетных формул целесообразно в первом приближении представить искомые зависимости линейными, используя для этого справочные значения этих сопротивлений для номинального режима ($R'_{2\text{ном}}, X_{\sigma\text{ном}}$) и режима короткого замыкания ($R'_{2к}, X_{\sigmaк}$). Тогда зависимости этих сопротивлений можно представить в виде

$$\left. \begin{aligned} R'_2 &= R'_{2\text{ном}} + \Delta R'_2 s, \\ X_{\sigma} &= X_{\sigma\text{ном}} + \Delta X_{\sigma} s, \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

где $\Delta R'_2 = R'_{2к} - R'_{2\text{ном}}$; $\Delta X_{\sigma} = X_{\sigma\text{ном}} - X_{\sigmaк}$.

Механические характеристики двигателя 4А180М4, рассчитанные с учетом (13) (для 4А180М4 $R'_2 \approx 0,07 - 0,052 \text{ с}$ и $X_{\sigma} \approx 0,74 - 0,23 \text{ с}$) приведены на рис. 3 (кривые 5 и 6), откуда видно, что в области скольжения $s = 0 \dots 1$ совпадение действительной и расчетной (кривая 6) характеристик хорошее. Значительное несовпадение характеристик заметно лишь в области минимального момента. Как известно, провал механической характеристики асинхронного двигателя при скольжении $s = 0,7 \dots 0,9$ связан в основном с влиянием добавочных моментов [6]. Естественно, что данная расчетная модель не может учитывать таких компонентов, которые не определены первой гармоникой поля. Из рис. 3 следует также, что расчетная характеристика 5 не имеет хорошего совпадения с действительной характеристикой двигателя и поэтому формула (7) даже с учетом (13) не может быть рекомендована расчетной моделью и то, что обе расчетные характеристики (5 и 6) совершенно не пригодны для скольжений $s > 1$.

С целью поиска более простых аналитических формул для инженерного расчета механической характеристики асинхронного двигателя как для двигательного, так и для режима противовключения, были определены точные зависимости $X''_{\sigma N \xi}(s) = X'_{1N}(s) + X''_{2N \xi}(s)$ и $R''_{2 \xi}(s)$ (здесь индекс N означает зависимость данного параметра от насыщения, а индекс ξ - зави-

симость от вытеснения тока в стержнях ротора) для нескольких типоразмеров асинхронных двигателей серии 4А. В справочниках (например, в [3]) приведено достаточно исходных данных для проведения такого расчета. Результаты расчета зависимостей $X_\sigma = f(s)$ и $R'_2 = f(s)$, выполненного по методам [4, 6] для двигателя 4А180М4, проиллюстрированы на рис. 4.

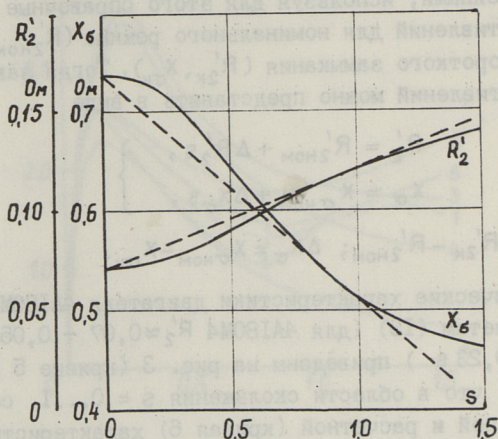


Рис. 4. Зависимости $X_\sigma(s)$ и $R'_2(s)$ для двигателя 4А180М4.

На рис. 5 приведены механические характеристики двигателя 4А180М4, где видно хорошее совпадение действительной (I) и расчетной (4) характеристик не только в двигательном, но и в режиме противовключения. На всех механических характеристиках заметно превышение расчетного критического момента по сравнению с его каталожным значением. Это объясняется тем, что параметры схемы замещения, которые даются в справочнике, являются расчетными, а кратности максимального момента являются "гарантированными" значениями (ГОСТ 183-74 предусматривает допускаемые отклонения от справочных значений $T_k/T_{ном}$ на 10 %) [6].

Наличие трех экстремумов на кривой механической характеристики асинхронного двигателя при положительных значениях скольжения определяются характером зависимостей $X_\sigma = f(s)$

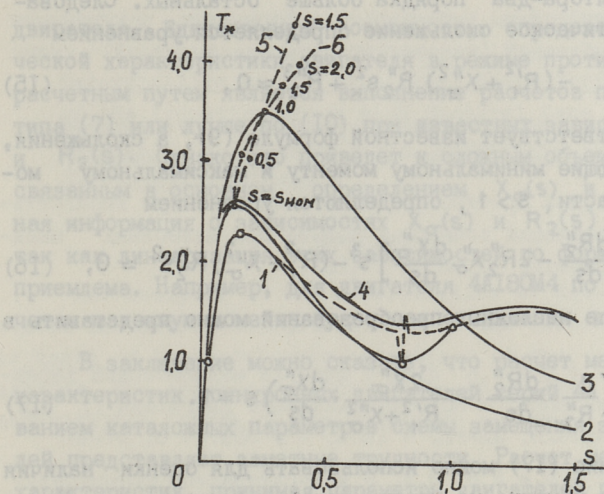


Рис. 5. Механические характеристики двигателя 4A180M4:

- 1 - по каталожным данным;
- 2 - по формуле (10) с параметрами номинального режима;
- 3 - по формуле (10) с параметрами короткого замыкания;
- 4 - по формуле (10) с учетом нелинейных $\chi_{\sigma}(s)$ и $R'_2(s)$;
- 5 - $T_k, s_k = f(s)$ при линейных $\chi'_{\sigma}(s)$ и $R'_2(s)$;
- 6 - $T_k, s_k = f(s)$ при нелинейных $\chi_{\sigma}(s)$ и $R'_2(s)$.

и $R'_2 = f(s)$. С целью упрощения задания достаточно рассмотреть уравнение механической характеристики двигателя, полученное на основе Г-образной схемы замещения. Если из выражения (7) взять производное по скольжению и приравнять результат нулю, то после несложных преобразований можно получить условие наличия экстремумов:

$$\left[(R_1'^2 + \chi_{\sigma}''^2) \frac{dR_2''}{ds} - 2R_2''\chi_{\sigma}'' \frac{d\chi_{\sigma}''}{ds} \right] s^3 - (R_1'^2 + \chi_{\sigma}''^2) R_2''^2 s^2 - R_2''^2 \frac{dR_2''}{ds} s + R_2''^3 = 0. \quad (14)$$

Анализ полученного уравнения показал, что первый экстремум (при s_k) определяется в основном членами уравнения при четных степенях скольжения (значения остальных членов уравнения на один-два порядка меньше), а при больших скольжениях члены уравнения со второй и третьей степенями сколь-

жения на полтора-два порядка больше остальных. Следовательно, критическое скольжение определяется уравнением

$$-(R_1'^2 + \chi_\sigma''^2) R_2'' s_K^2 + R_2''^3 \approx 0, \quad (I5)$$

которое соответствует известной формуле (9), а скольжения, соответствующие минимальному моменту и максимальному моменту в области $s > 1$, определяются уравнением

$$[(R_1'^2 + \chi_\sigma''^2) \frac{dR_2''}{ds} - 2R_2'' \chi_\sigma'' \frac{d\chi_\sigma''}{ds}] s^3 - (R_1'^2 + \chi_\sigma''^2) R_2'' s^2 \approx 0, \quad (I6)$$

которое после несложных преобразований можно представить в виде

$$\left(\frac{1}{R_2''} \cdot \frac{dR_2''}{ds} - \frac{2\chi_\sigma''}{R_1'^2 + \chi_\sigma''^2} \cdot \frac{d\chi_\sigma''}{ds} \right) s = 1. \quad (I7)$$

Уравнение (I7) можно использовать для оценки наличия минимального момента на механической характеристике. Например, для двигателя 4AI8OM4 можно из рис. 4 определить значения сопротивлений и их производных при ожидаемом скольжении для минимального момента $s_{\min} \approx 0,8$. Пренебрегая здесь незначительной разницей значений параметров для Т- и Г-образных схем, можно из рис. 4 определить значения сопротивлений при $s = 0,8$:

$$\begin{aligned} R_2' &= 0,111 \text{ Ом}; & \frac{dR_2'}{ds} &= 0,52 \text{ Ом}; \\ \chi_\sigma &= 0,554 \text{ Ом}; & \frac{d\chi_\sigma}{ds} &= -0,23 \text{ Ом}; \end{aligned}$$

и вставляя эти значения в (I7), получаем скольжение при минимальном моменте $s_{\min} = 0,797 \approx 0,8$. Для такого расчета может оказаться достаточным представление зависимостей $\chi_\sigma(s)$ и $R_2'(s)$ линейными. На рис. 4 видно, что при $s = 0,6 \dots 1,0$ действительные значения сопротивлений χ_σ и R_2' и их производные незначительно отличаются от соответствующих их значений в случае линейных зависимостей $\chi_\sigma(s)$ и $R_2'(s)$.

При существовании минимального момента на механической характеристике двигателя имеется обязательно и второй максимум момента при скольжении $s = 1,0 \dots 1,5$.

К сожалению, справочники не дают никакой информации о виде механической характеристики в режиме противовключения

двигателя. Единственной возможностью определения механической характеристики двигателя в режиме противовключения расчетным путем является выполнение расчетов по формулам типа (7) или лучше по (10) при известных зависимостях $X_{\sigma}(s)$ и $R'_2(s)$. Однако это приведет к сложным объемным расчетам, связанным в основном определением $X_{\sigma}(s)$ и $R'_2(s)$. Точная информация о зависимостях $X_{\sigma}(s)$ и $R'_2(s)$ необходима, так как линеаризация этих зависимостей по формулам (13) не приемлема. Например, для двигателя 4AI80M4 по подобным расчетам максимум момента будет при скольжении $s \approx 1,3$.

В заключение можно сказать, что расчет механических характеристик асинхронных двигателей серий 4А с использованием каталожных параметров схемы замещения этих двигателей представляет заметные трудности. Расчет механических характеристик, принимая параметры двигателей постоянными, не обеспечивает удовлетворяющей для практики точности, особенно при больших скольжениях. Точное определение $X_{\sigma}(s)$ и $R'_2(s)$ связано с громоздкими расчетами и поэтому не может быть рекомендовано для инженерного расчета механических характеристик асинхронных двигателей.

Удовлетворяющие результаты могут быть получены для двигательного режима, принимая зависимости $X_{\sigma}(s)$ и $R'_2(s)$ линейными, а для методики расчета в режиме противовключения разумного решения в ходе выполнения данной работы не найдено.

Перспективным расчетным методом по определению механической характеристики асинхронного двигателя может оказаться одновременное применение уравнений типа формулы Клосса и параметрических формул, по которым определяются при известных $X_{\sigma}(s)$ и $R'_2(s)$ для каждого скольжения соответствующие критическое скольжение $s_k(s)$ и момент $T_k(s)$. Возможности этого метода требуют дальнейших исследований. В качестве примера на рис. 5 указаны для двигателя 4AI80M4 геометрические места расположения критического скольжения и момента на плоскости механической характеристики при разных скольжениях, рассчитанные по (10) и (11) при линейных (кривая 5) и нелинейных (кривая 6) зависимостях $X_{\sigma}(s)$ и $R'_2(s)$.

На основе проведенного анализа можно сделать следующие выводы по расчету механических характеристик асинхронных двигателей с помощью параметрических формул:

- расчеты должны выполняться с формулами, полученными на основе Т-образной (желательно четырехэлементной) схемы замещения;

- для двигательного режима расчеты могут выполняться представлением зависимостей $\chi_{\sigma}(s)$ и $R'_2(s)$ линейными;

- для режима противовключения расчеты могут выполняться с удовлетворяющей точностью только при известных нелинейных зависимостях $\chi_{\sigma}(s)$ и $R'_2(s)$.

Л и т е р а т у р а

1. Р и с т х е й н Э.М. О формуле механической характеристики асинхронного короткозамкнутого двигателя // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1984. - № 589. - С. 37-47.

2. Р и с т х е й н Э.М. К математической интерпретации механической характеристики асинхронного короткозамкнутого двигателя // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1986. - № 627. - С. 101-108.

3. Асинхронные двигатели серии 4А. Справочник. - М.: Энергоиздат, 1982. - 504 с.

4. В о л ь д е к А.И. Электрические машины. - Л.: Энергия, 1974. - 840 с.

5. А р у с о о А.К., Р и с т х е й н Э.М. Применение относительных величин в расчетах электромагнитных переходных процессов асинхронного электропривода // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1979. - № 476. - С. 85-93.

6. Асинхронные двигатели общего назначения / Под ред. В.М. Петрова и А.Э. Кравчика. - М.: Энергия, 1980. - 488 с.

7. Основы автоматизированного электропривода / М.Г. Чиликин, М.М. Соколов, В.М. Терехов, А.В. Шинянский. - М.: Энергия, 1974. - 568 с.

Determination of the Mechanical Characteristics
of the Induction Motor with Squirrel Cage Rotor
According to the Catalogues Parameters of the
Substitution Schemes

Abstract

The analysis of the possibilities to determine the static mechanical characteristics of the induction motors is based on the catalogues parameters of the substitution schemes. The suggested method is based on the four-element substitution scheme of the induction motors.

К ОПРЕДЕЛЕНИЮ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК
МГД-ПРИВОДА

Выбор МГД-двигателя является важным этапом проектирования МГД-привода. Первой целью при выборе двигателя является определение требуемой его электромагнитной мощности. Задача усложняется в двухцелевых МГД-приводах, где требуемая мощность двигателя определяется суммой мощности гидромеханического и теплового выходов двигателя. Применение МГД-приводов характеризуется большим разнообразием задач [1] и поэтому возможно выведение лишь самых общих закономерностей по выбору мощности МГД-двигателя.

Основные энергетические связи в МГД-двигателях аналогичны линейным двигателям [2], однако тепловые процессы в МГД-двигателях являются более сложными. Для выбора мощности МГД-двигателя не применимы и соответствующие методы для вращающихся электрических машин, несмотря на то, что ток МГД-двигателя практически не зависит от скольжения. При движении жидкого металла в канале МГД-двигателя тепловые потери вторичной системы частично выносятся металлом из рабочего пространства двигателя, а при отсутствии подачи поток тепловых потерь вторичной системы направлен в основном через индуктор. Поэтому, при полевой подаче (например, поддержание уровня металла в канале в дозирующих устройствах) МГД-двигатель может оказаться в более тяжелом тепловом режиме, чем при перекачивании металла (период выдачи дозы), несмотря на то, что ток двигателя в первом случае меньше.

В настоящей статье рассматриваются основные энергетические характеристики МГД-привода и возможности определения требуемой электромагнитной мощности $P_{эм}$ индукционно-го МГД-двигателя с бегущим магнитным полем, которая явля-

ется основной исходной величиной для выбора или проектирования МГД-двигателя. Полученные результаты частично справедливы и для других видов МГД-двигателей, а также для асинхронных линейных двигателей.

Энергетические связи в МГД-приводе удобно выразить через коэффициенты полезного действия отдельных его узлов преобразования и распределения энергии. На рис. 1 приведена структурная схема распределения активных мощностей в МГД-приводе, составленная по аналогии известной энергетической диаграммы МГД-привода [1]. Потребляемая от источника питания активная электрическая мощность P_1 преобразуется в

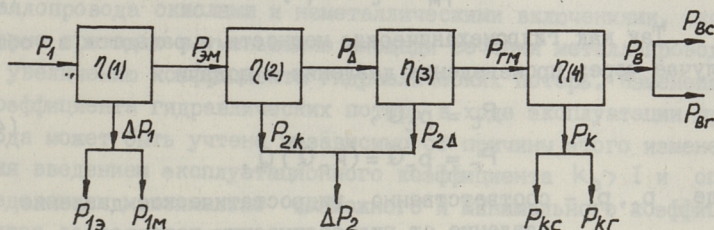


Рис. 1. Структурная схема распределения активных мощностей в индукционном МГД-приводе.

двигателе в мощность первичных тепловых потерь ΔP_1 (состоящих из мощностей электрических $P_{1э}$ и магнитных $P_{1м}$ потерь) и в электромагнитную мощность немагнитного зазора $P_{эм}$, которая распределяется между мощностями в жидком металле P_{Δ} и в стенках канала $P_{2к}$. К тепловой мощности $P_{2к}$ следует отнести мощности тепловых потерь всех неподвижных электропроводящих слоев немагнитного зазора (в том числе и мощность потерь в сердечнике цилиндрического индукционного двигателя). Мощность, передаваемая в полость жидкого металла P_{Δ} , преобразуется в гидродинамическую мощность жидкого металла $P_{гм}$ и в мощность нагревания металла $P_{2\Delta}$, которая вместе с мощностью $P_{2к}$ составляет полную мощность тепловых потерь вторичной системы ΔP_2 . Гидромеханическая мощность двигателя $P_{гм}$ распределяется между каналом (P_k) и внешним металлопроводом (P_b). Обе эти гидромеханические мощности могут быть рассмотрены, как состоящие из мощностей, необходимых для преодоления статического давления от столба жидкого

металла (индекс c) и давления гидравлических потерь (индекс $г$). На структурной схеме не отражены добавочные потери, которые трудно поддаются расчету и в общем балансе мощностей имеют незначительную долю.

Гидромеханическая мощность привода $P_{гм}$ состоит из полной мощности по статическому давлению

$$P_c = P_{вс} + P_{кс} \quad (1)$$

и полной мощности по гидравлическим потерям

$$P_r = P_{вг} + P_{кг}, \quad (2)$$

следовательно

$$P_{гм} = P_c + P_r. \quad (3)$$

Так как гидромеханические мощности выражаются в общем случае через произведения давления и подачи

$$P_c = p_c Q, \quad (4)$$

$$P_r = p_r Q = (k_r Q^2) Q,$$

где p_c, p_r — соответственно гидростатическое давление и давление от гидравлических потерь;

Q — подача;

k_r — интегральный коэффициент гидравлических потерь,

то отношение гидравлических мощностей удобно представить отношением соответствующих давлений. Корректность такого упрощения очевидна лишь в случае неразветвляющихся металлопроводов, т.е. в случаях, рассматриваемых в настоящей статье. Замена гидравлических мощностей давлениями выполняется ниже без дополнительных объяснений; при этом сохраняются соответствующие индексы по схеме на рис. 1.

Полезными выходами МГД-привода, в зависимости от его назначения, могут рассматриваться тепловая мощность вторичной системы, идущая на нагревание металла в канале, гидромеханические мощности $P_{гм}$ или P_v и их составные части, в числе которых чаще всего встречаются мощности, соответствующие статическим давлениям p_c или $p_{вс}$ [3]. Поэтому распределение давлений в металлопроводе целесообразно характеризовать следующими отношениями, сущность которых понятна по рис. 1:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_k &= \frac{P_{kc}}{P_{kc} + P_{kg}}, & \varepsilon_B &= \frac{P_{Bc}}{P_{Bc} + P_{Bg}}; \\ \varepsilon_{kB} &= \frac{P_k}{P_B} = \frac{P_{kc} + P_{kg}}{P_{Bc} + P_{Bg}}, & \varepsilon_r &= \frac{P_c}{P_c + P_r} = \frac{\varepsilon_k \varepsilon_{kB} + \varepsilon_B}{1 + \varepsilon_{kB}}. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

Характеризующие металлопровод параметры (5) не являются для конкретной конструкции металлопровода в общем случае постоянными, а зависят от величины подачи, изменения гидростатического давления во время работы привода и изменения коэффициента гидравлических потерь. Во время эксплуатации МГД-приводов нередко происходит зарастание металлопровода окислами и неметаллическими включениями, которые приводят к уменьшению площади сечения металлопровода и увеличению коэффициента гидравлических потерь. Изменение коэффициента гидравлических потерь в ходе эксплуатации привода может быть учтено независимо от причины этого изменения введением эксплуатационного коэффициента $k_{\varepsilon} > 1$ и определением максимально возможного и минимального коэффициентов соответственно

$$k_{r\max} = k_{\varepsilon} k_r, \quad k_{r\min} = k_r. \quad (6)$$

Распределение гидравлических мощностей (давлений) в металлопроводе можно характеризовать разными гидравлическими к.п.д. $\eta_{(4)}$ в зависимости от выбранных полезных гидравлических выходов МГД-привода. Например, принимая полезным выходом гидравлическую мощность, передаваемую во внешний металлопровод, получаем

$$\eta_{(4)} = \eta_B = \frac{P_B}{P_{gm}} = \frac{P_{Bc} + P_{Bg}}{P_{Bc} + P_{Bg} + P_{kc} + P_{kg}} = \frac{1}{1 + \varepsilon_{kB}}. \quad (7)$$

Некоторые другие варианты гидравлического к.п.д. приведены в таблице.

Распределение электромагнитной мощности в жидком металле P_{Δ} между тепловой и гидромеханической мощностями зависит от скольжения. Аналогично теории вращающихся асинхронных машин, эти мощности выражаются

$$\left. \begin{aligned} P_{\Delta} &= (P_c + P_r) Q_0, \\ P_{gm} &= (P_c + P_r) Q = P_{\Delta} (1 - s), \\ P_{2\Delta} &= (P_c + P_r) (Q_0 - Q) = P_{\Delta} s. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Т а б л и ц а
Коэффициенты полезного действия МГД-привода

К. п. д.		Полез- ный выход	Определение к. п. д.	
узла	по вы- ходу		абсолютными величинами	относитель- ными вели- чинами
$\eta_{(1)}$	$\eta_{эм.б}$	$P_{эм}$	$\frac{P_{эм}}{P_1} = \frac{P_{эм}}{P_{эм} + \Delta P_1}$	
$\eta_{(2)}$	$\eta_{эм.д}$	P_{Δ}	$\frac{P_{\Delta}}{P_{эм}} = \frac{P_{\Delta}}{P_{\Delta} + P_{2k}}$	$\frac{1}{1 + \varkappa}$
	$\eta_{тепл.к}$	P'_{2k}	$\frac{P'_{2k}}{P_{эм}} = \frac{\beta P_{2k}}{P_{\Delta} + P_{2k}}$	$\frac{\beta \varkappa}{1 + \varkappa}$
$\eta_{(3)}$	$\eta_{гм}$	$P_{гм}$	$\frac{P_{гм}}{P_{\Delta}} = \frac{P_{гм}}{P_{гм} + P_{2\Delta}}$	$1 - s$
	$\eta_{тепл.д}$	$P_{2\Delta}$	$\frac{P_{2\Delta}}{P_{\Delta}} = \frac{P_{2\Delta}}{P_{гм} + P_{2\Delta}}$	s
$\eta_{(2,3)}$	$\eta_{тепл}$	ΔP_2	$\frac{\Delta P_2}{P_{эм}} = \frac{P_{2\Delta} + \beta P_{2k}}{P_{\Delta} + P_{2k}}$	$\frac{s + \beta \varkappa}{1 + \varkappa}$
$\eta_{(4)}$	$\eta_{вс}$	$P_{вс}$	$\frac{P_{вс}}{P_{гм}} = \frac{P_{вс}}{P_{вс} + P_{вг} + P_{кс} + P_{кг}}$	$\frac{\varkappa_{в}}{1 + \varkappa_{кв}}$
	$\eta_{вг}$	$P_{вг}$	$\frac{P_{вг}}{P_{гм}} = \frac{P_{вг}}{P_{вс} + P_{вг} + P_{кс} + P_{кг}}$	$\frac{1 - \varkappa_{в}}{1 + \varkappa_{кв}}$
	$\eta_{в}$	$P_{в}$	$\frac{P_{в}}{P_{гм}} = \frac{P_{вс} + P_{вг}}{P_{вс} + P_{вг} + P_{кс} + P_{кг}}$	$\frac{1}{1 + \varkappa_{кв}}$
	$\eta_{с}$	$P_{с}$	$\frac{P_{с}}{P_{гм}} = \frac{P_{с}}{P_{с} + P_{г}}$	$\varkappa_{г}$
	$\eta_{г}$	$P_{г}$	$\frac{P_{г}}{P_{гм}} = \frac{P_{г}}{P_{с} + P_{г}}$	$1 - \varkappa_{г}$

Следовательно, функциями скольжения будут и соответствующие к. п. д. данного узла преобразования $\eta_{(3)}$ (см. табл.).

Распределение электромагнитной мощности немагнитного зазора $P_{эм}$ между жидким металлом и каналом удобно оценить коэффициентом взвешенных проводимостей зазора [1]

$$\varkappa = \frac{1}{\gamma_m \Delta_m} \sum_{i=1}^n \gamma_i \Delta_i, \quad (9)$$

где γ_m, Δ_m - электрическая проводимость и толщина жидкого металла;

γ_i, Δ_i - электрические проводимости и толщины неподвижных слоев вторичной системы.

На основе теории МГД-машин [4] можно показать, что

$$P_{2k} = \varkappa P_{\Delta} \quad (I0)$$

а следовательно, электромагнитный к.п.д. жидкого металла выражается

$$\eta_{(2)\Delta} = \eta_{эм.\Delta} = \frac{P_{\Delta}}{P_{эм}} = \frac{P_{\Delta}}{P_{\Delta} + P_{2k}} = \frac{1}{1 + \varkappa} \quad (II)$$

При определении теплового к.п.д. канала необходимо учесть, что не вся выделяемая в неподвижных электропроводящих слоях зазора тепловая энергия является полезной, т.е. идет на нагревание жидкого металла. Коэффициент, характеризующий отношение полезной тепловой мощности канала P'_{2k} к полной тепловой мощности в неподвижных электропроводящих слоях зазора P_{2k} ,

$$\beta = \frac{P'_{2k}}{P_{2k}} \quad (I2)$$

зависит не только от электромагнитных и тепловых параметров вторичной системы, но и от режима работы МГД-двигателя. С учетом (I2) тепловой к.п.д. канала выражается

$$\eta_{(2)тепл} = \eta_{тепл.k} = \frac{\beta P_{2k}}{P_{\Delta} + P_{2k}} = \frac{\beta \varkappa}{1 + \varkappa} \quad (I3)$$

В таблице приведены к.п.д. по разным полезным выходам узлов преобразования и распределения мощности в МГД-приводе. По так определенным к.п.д. легко составляется общий к.п.д. МГД-привода при любых комбинациях полезных его выходов. Например, принимая полезными выходами МГД-привода статическое давление внешнего металлопровода и тепловую мощность, идущую на нагревание жидкого металла, получаем

$$\eta = \eta_{эм.\delta} (\eta_{тепл} + \eta_{эм.\Delta} \eta_{гм} \eta_{вс}) = \frac{\eta_{эм.\delta}}{1 + \varkappa} \left[\varepsilon + \beta \varkappa + \frac{\varkappa_{в} (1 - \varepsilon)}{1 + \varkappa_{в}} \right] \quad (I4)$$

Предлагаемая структура энергетических характеристик МГД-привода может быть применена при анализе работы МГД-привода и при определении требуемой мощности МГД-двигателя. Во втором случае задача сводится обычно к определению необходимой электромагнитной мощности МГД-двигателя $P_{эм}$. В случае

двухцелевого МГД-привода требуемая $P_{эм}$ складывается из требуемых мощностей нагревания вторичной системы в гидромеханической мощности. В связи с работой МГД-двигателя на больших скольжениях мощность тепловых потерь вторичной системы обычно намного больше гидромеханической мощности и является достаточным для поддержания требуемого теплового баланса вторичной системы. Поэтому требуемая $P_{эм}$ МГД-двигателя в большинстве случаев определяется только ее гидромеханическим выходом. Такой вариант рассматривается и в настоящей статье. Определение требуемой $P_{эм}$ по гидромеханическому выходу МГД-привода связано с выходом требуемой гидромеханической мощности $P_{гм}$ и предварительной оценкой значения коэффициента κ .

Точное определение коэффициента κ по (9) возможно лишь после выбора МГД-двигателя, но предварительная оценка его значения с достаточной для практики точностью вполне возможна при известных физико-химических свойствах перерабатываемого металла и материала канала.

Исходными данными для определения требуемой гидромеханической мощности $P_{гм}$ МГД-двигателя обычно являются заданные по технологическому процессу максимальные и минимальные значения статического давления ($p_{сmax}, p_{сmin}$), подачи (Q_{max}, Q_{min}) и коэффициента гидравлического сопротивления ($k_{гmax}, k_{гmin}$). При этом часто необходимо учитывать и разные ограничения, связанные с технологическим процессом или системой управления МГД-привода. Например, в связи с возможными колебаниями напряжения в питающей сети, напряжение питания МГД-двигателя при максимальной ее гидромеханической нагрузке должно выбираться меньше ее номинального напряжения питания ($U_{max} < U_n$). В случае применения системы автоматического управления МГД-приводом максимальное и минимальное рабочие напряжения питания МГД-двигателя могут ограничиваться и условием линейности ее характеристик управления.

В случае применения в качестве силового преобразователя ТРН, развиваемое МГД-двигателем давление зависит приблизительно линейно от сигнала управления ТРН в определенном диапазоне давлений $p_{min} \dots p_{max}$. Для примера, приведенного в [1, рис. 4-10], получаем $p_{*min} \approx 0,2$ и $p_{*max} \approx 0,8$, которым соответствуют напряжения $U_{*min} \approx 0,45$ и $U_{*max} \approx 0,9$. Те-

перь с учетом колебания напряжения в сети $\Delta U_* = -(0,05 \dots 0,15)$, получаем окончательно $U_{*max} = 0,75 \dots 0,85$. Здесь были приняты квадратичная зависимость между давлением МГД-двигателя и первой гармоникой напряжения питания, и базисные величины: номинальное напряжение $U_\delta = U_n$ и давление, развиваемое МГД-двигателем при неподвижном жидком металле в канале ($s = I$) и номинальном напряжении питания [1]

$$p_\delta = p_{n.n} \approx k_u U_n^2. \quad (15)$$

Выбор развиваемого МГД-двигателем пускового давления базисным обосновывается тем, что оно наиболее обобщенно характеризует энергетическую сторону гидравлического выхода МГД-привода и определяет максимальную электромагнитную мощность, подаваемую в полость жидкого металла

$$P_{\Delta max} = p_{n.n} Q_0. \quad (16)$$

Требуемое пусковое давление может определяться, не имея информации о параметрах МГД-двигателя и, поэтому, целесообразно принимать его исковой величиной гидравлического расчета металлопровода.

Для вывода зависимости пускового (базисного) давления от заданных гидравлических величин и напряжения питания, обращаемся к передаточной характеристике МГД-привода [1], которая для двигательного режима имеет вид

$$Q_* = \frac{-k_Q U_x^2 + \sqrt{k_Q^2 U_x^4 + 4k_{г*}(U_x^2 - p_{с*})}}{2k_{г*}}, \quad (17)$$

где коэффициент линеаризации внутренней гидромеханической характеристики при $s = I$ и относительный коэффициент гидравлического сопротивления выражаются соответственно

$$k_Q = \frac{s_k^2 - 1}{s_k^2 + 2qs_k + 1}, \quad k_{г*} = \frac{k_{г} Q_0^2}{p_{n.n}}. \quad (18)$$

Для вывода из (17) базисного давления необходимо предварительно установить связь между базисным давлением и базисной подачей, которая в общем случае имеет вид

$$p_\delta = k_{г} Q_\delta^2. \quad (19)$$

Так как в (17) за базисную подачу взята Q_0 , то целесообразно в (19) также принять $Q_\delta = Q_0$ и тогда

$$k'_r = \frac{P_\delta}{Q_0^2} = \frac{k_r}{k_{r*}}. \quad (20)$$

Теперь можно из (17) с учетом (19) и (20) вывести базисное давление, которое для наиболее тяжелого гидравлического режима определяется выражением

$$P_\delta = P_{п.н} = \frac{k_{r\max} Q_{*max}^2 + P_{сmax}}{U_{*max}^2 (1 - k_Q Q_{*max})}. \quad (21)$$

Если не известны параметры МГД-двигателя (Q_0, s_k, q), то можно без значительной потери точности принять $|k_Q Q_{*max}| = 0$. Как известно, МГД-двигатели, особенно в металлургии, работают обычно на больших скольжениях ($|Q_*| < 0,2$) и имеют критическое скольжение $s_k = 0,8 \dots 1,2$. При таких условиях можно по формуле (18) показать, что даже в идеальном случае при $q = 0$ $|k_Q| < 0,22$, а в реальных МГД-приводах, тем более при питании их от источника напряжения $|k_Q| < 0,1$. Следовательно, $|k_Q Q_*| < 0,04 \ll 1$ и учет произведения $k_Q Q_*$ в выражении (21) вполне обоснован.

С помощью формулы передаточной характеристики МГД-привода (17) можно определить наименьшую ("гарантированную") максимальную подачу Q'_{*max} и при необходимости также наименьшую минимальную подачу Q'_{*min} , которые могут быть обеспечены в МГД-приводе, имеющие определенную систему управления и соответствующие ограничения по управлению, а также МГД-двигатель с пусковым номинальным давлением $P_{п.н}$. В соответствии с (17) и принимая $k_Q = 0$, можно получить

$$Q'_{*max} \approx \sqrt{\frac{U_{*max}^2 - P_{сmax}}{k_{rmax}}}; \quad Q'_{*min} \approx \sqrt{\frac{U_{*min}^2 - P_{сmin}}{k_{rmin}}}. \quad (22)$$

По известной $P_{п.н}$ легко определяется по зависимости (16) электромагнитная мощность полости жидкого металла. Максимальная гидромеханическая мощность МГД-привода выражается формулой

$$P_{гmax} = (P_{сmax} + k_{гmax} Q_{*max}^2) Q_{*max} = P_{п.н} Q_\delta (P_{сmax} + k_{гmax} Q_{*max}^2) Q_{*max} \quad (23)$$

которую можно привести с учетом выражений (22) к виду

$$P_{гmax} \approx P_\Delta \frac{Q_\delta}{Q_0} U_{*max}^2 \sqrt{\frac{U_{*max}^2 - P_{сmax}}{k_{гmax}}}. \quad (24)$$

Следует отметить, что за базисной подачей может быть принята в принципе любая подача. В таком случае необходимо в приведенных выражениях заменить $k_{г*}$ и $k_{а}$ величинами

$$k_{г*} = k_{г*0} \frac{Q_5^2}{Q_0^2}, \quad k_{а} = k_{а0} \frac{Q_5}{Q_0}, \quad (25)$$

где $k_{г*0}$ и $k_{а0}$ соответствуют случаю $Q_5 = Q_0$.

Иногда целесообразно определить Q_5 через формулу (19), принимая $k'_r = k_r$. Тогда Q_5 равняется максимально возможной подаче в МГД-приводе при номинальном напряжении питания МГД-двигателя, отсутствии статического давления и при $k_{а} = 0$. При таком выборе базисной подачи с учетом (6) получаем

$$k_{г*min} = 1, \quad k_{г*max} = k_3 \quad (26)$$

и например, граничные подачи по (22) выражаются

$$Q'_{*max} = \sqrt{\frac{U_{*max}^2 - P_{с*max}}{k_3}}, \quad Q'_{*min} \approx \sqrt{U_{*min}^2 - P_{с*min}}. \quad (27)$$

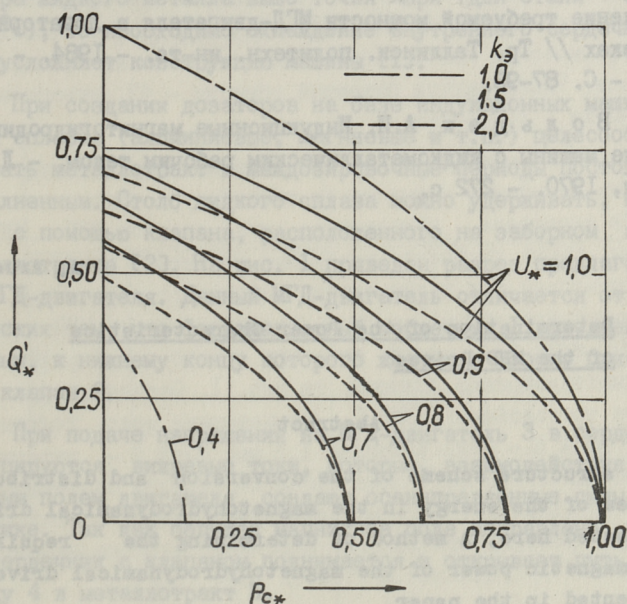


Рис. 2. Предельные подачи МГД-привода.

Для иллюстрации возможных пределов управления МГД-приводов на рис. 2 приведены зависимости относительных граничных подач от относительного статического давления, рассчитанные по формуле (27).

Приведенная методика определения требуемой гидромеханической мощности МГД-привода применима в основном и в случае питания МГД-двигателя от источника тока заменой в формулах U_* на I_* .

Л и т е р а т у р а

1. Тийсмус Х.А., Лаугис Д.Я. Автоматизированный МГД-привод. - М.: Энергия, 1980. - 160 с.

2. Лаугис Д.Я., Тийсмус Х.А., Тээметс Р.А. Некоторые энергетические показатели линейных асинхронных двигателей // Тр. Таллинск. политехн. ин-та, - 1978. - № 456. - С. 87-97.

3. Оорн А.Ф., Лойгом В.В., Саккос Х.А. Определение требуемой мощности МГД-двигателя в дозаторных установках // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. - 1984. - № 589. - С. 87-93.

4. Вольдек А.И. Индукционные магнетогидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом. - Л.: Энергия, 1970. - 272 с.

A. Arusoo

Determination of the Power Characteristics of the MHD Drives

Abstract

A structure scheme of the conversion and distribution processes of the energy in the magnetohydrodynamical drives is suggested here. A method of determining the required electromagnetic power of the magnetohydrodynamical drives is presented in the paper.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ
ПРИМЕНЕНИЯ ПРЕЦИЗИОННЫХ МАГНИТОМЯГКИХ СПЛАВОВ
В ИНДУКЦИОННЫХ МГД-МАШИНАХ

В каналах цилиндрических индукционных магнитогидродинамических (МГД-) машин используются сердечники из магнитомягких материалов в двух целях: для уменьшения магнитного сопротивления и формирования канала с необходимыми размерами для жидких токопроводящих сред. В таких случаях сердечник фиксируется жестко к стенке канала. Если температура жидкого металла выше точки Кюри (для стали около 760°C), то необходимо охлаждение внутреннего сердечника, что усложняет конструкцию машины [1].

При создании дозаторов на базе индукционных машин для ряда сплавов (алюминиевые, магниевые и т.п.) целесообразно держать металлотракт в междозировочные периоды постоянно заполненным. Столб жидкого сплава можно удерживать, например, с помощью клапана, расположенного на заборном конце металлотракта [2]. На рис. 1 приведен разрез предлагаемого МГД-двигателя. Данный МГД-двигатель отличается от классических тем, что ферромагнитный сердечник 1 выполнен подвижным, к нижнему концу которого жестко и соосно присоединен клапан 2.

При подаче напряжения на МГД-двигатель 3 в сердечнике индуцируются вихревые токи, которые, взаимодействуя с магнитным полем двигателя, создают осенаправленные силы в сердечнике. Так как бегущее магнитное поле направлено вверх, то сердечник с клапаном поднимается и открывает путь металлу 4 в металлотракт 5.

После заполнения литейной формы МГД-двигатель выключается или реверсируется. Под действием силы тяжести или

электромагнитных сил сердечник с клапаном опускается, перекрывая впускное отверстие. Уровень металла фиксируется у выходного конца металлотракта.

Магнитный материал для изготовления сердечника должен иметь высокую магнитную проницаемость и температуру точки Кюри.

Магниевые сплавы МЛ5...МЛ12 льются в интервале температур $T_{\text{лит}} = 720...810^\circ\text{C}$. В качестве магнитного материала для изготовления сердечника были исследованы материалы 27КХ и 49К2Ф, имеющие соответственно температуры точки Кюри 940 и 960 $^\circ\text{C}$ [3].

Для экспериментального определения температуры точки Кюри был изготовлен тороидальный образец из ленточного материала 49К2Ф размерами:

внешний диаметр тороида	25 мм
внутренний диаметр тороида	20 мм
высота тороида	10 мм

Для проведения опыта был использован трансформаторный измерительный метод. Изоляционным материалом была использована керамическая масса, обмотки изготовлены из хромелевой проволоки. Число витков питающей обмотки - 43, измерительной обмотки - 10 витков.

На рис. 2 приведена экспериментально определенная зависимость магнитной индукции от температуры сердечника. Как видно, в интервале температуры литья сплавов МЛ5...МЛ12 материал 49К2Ф сохраняет требуемые магнитные свойства и был использован при изготовлении подвижного сердечника МГД-дозировочного устройства на базе цилиндрического МГД-двигателя ЦИНС-8/24 [4], разрез которого вместе с заборной частью металлотракта показан на рис. 1. Сердечник был изготовлен трехслойным: слой 1 - нержавеющей сталь толщиной 0,5 мм; слой 2 - медь толщиной 1,5 мм; слой 3 - материал 49К2Ф толщиной 3,5 мм. Общая масса подвижного сердечника-клапана составила 4,7 кг. МГД-двигатель прошел опытно-промышленную проверку при заливке партии деталей из магниевого сплава МЛ-5 (удельная плотность 1800 кг/м³).

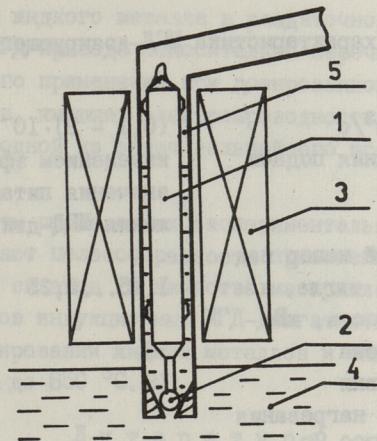


Рис. 1. Цилиндрический МГД-двигатель с подвижным сердечником-клапаном

- 1 - ферромагнитный сердечник;
- 2 - клапан;
- 3 - МГД-двигатель;
- 4 - расплавленный металл;
- 5 - металлотракт.

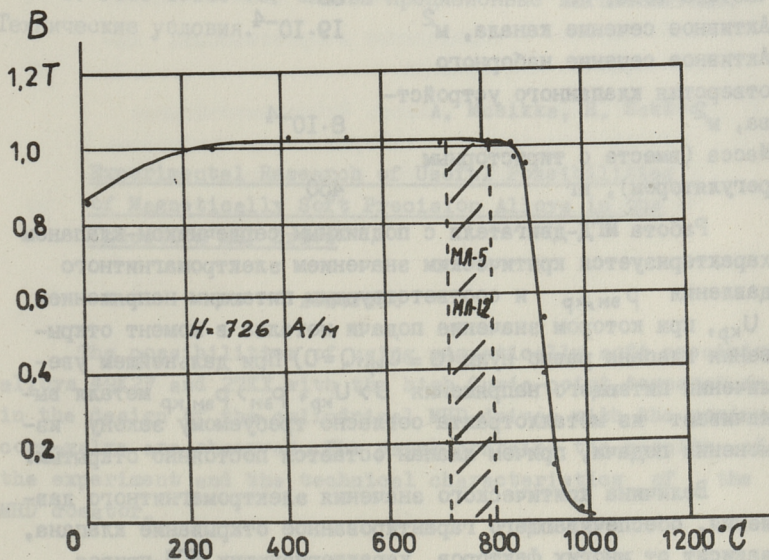


Рис. 2. Экспериментальное определение температуры точки Кюри материала 49K2Ф.

Техническая характеристика МГД-дозировочного устройства

Подача металла, $\text{м}^3/\text{с}$	$(0,1 - 3) \cdot 10^{-3}$
Способ регулирования подачи	изменением эффективного значения питающего напряжения МГД-двигателя
Металлостатический напор над уровнем металла в тигле, м	1,45...2,25
Потребляемая мощность, кВт	30
во время: нагрева	18
заливки	
Продолжительность нагревания металлоторакта до 700°C , мин	45
Тип МГД-двигателя	ЦМНС - 8/24
Марка обмоточного провода индуктора	ПОЖ - 600
Охлаждение обмотки индуктора	принудительное, воздушное
Максимальный ток индуктора, А	70
Частота тока, Гц	50
Активное сечение канала, м^2	$19 \cdot 10^{-4}$
Активное сечение наборного отверстия клапанного устройства, м^2	$8 \cdot 10^{-4}$
Масса (вместе с тиристорным регулятором), кг	450

Работа МГД-двигателя с подвижным сердечником-клапаном характеризуется критическим значением электромагнитного давления $P_{эм,кр}$ и соответствующим питающим напряжением $U_{кр}$, при котором значение подачи металла в момент открывания клапана равно нулю ($U = U_{кр}, Q = 0$). При дальнейшем увеличении питающего напряжения $U > U_{кр}$, $P_{эм} > P_{эм,кр}$ металл выкачивается из металлоторакта согласно требуемому закону изменения подачи, причем клапан остается постоянно открытым.

Величина критического значения электромагнитного давления, обеспечивающего гарантированное открывание клапана, зависит от многих факторов, характеризующих МГД-привод, как, например, масса, размеры и материал сердечника, физико-химический состав перекачиваемого металла, высота подъема

ма от зеркала жидкого металла в раздаточной печи и т.п. Оптимизация МГД-привода относительно перечисленных факторов с целью его применения при дозированной раздаче и для других сплавов, имеющих электропроводность того же порядка, является одной из задач дальнейшего исследования МГД-дозаторов.

Результаты проведенных экспериментальных исследований подтверждают целесообразность применения прецизионных магнитомягких сплавов в качестве материала для изготовления сердечников индукционных МГД-двигателей в МГД-дозаторах при дозировании жидких металлов и сплавов с рабочей температурой до 850 °С.

Л и т е р а т у р а

1. В о л ь д е к А.И. Индукционные магнитогидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом. - Л.: Энергия, 1970. - 272 с.

2. А.с. № 1088876 (СССР). Электромагнитное дозирующее устройство / Х.А. Тийсмус и др. БИ 84-16.

3. ГОСТ 10160-75. Сплавы прецизионные магнитомягкие. Технические условия.

A. Musikka, H. Sakko

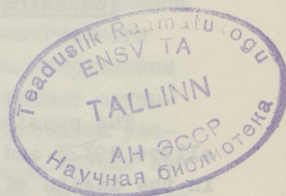
Experimental Research of Useful Possibilities of Magnetically Soft Precision Alloys in the Induction MHD Drive

Abstract

The possibilities of using magnetically soft precision alloys 49K2F and 27KX with the high Curie-point temperature in the design of the cylindrical MHD drives with the moving core-valve are observed. The paper contains the results of the experiment and the technical characteristics of the MHD dosator.

Содержание

I.	А.В. Конт, Л.В. Валдур. Приближенные электромагнитные соотношения в плоской линейной индукционной машине с подвижной первичной обмоткой.....	3
2.	Л.В. Валдур, А.В. Конт. Поверхностный эффект в проводнике обмотки индуктора плоского линейного индукционного двигателя.....	12
3.	Л.В. Архипова, В.Ф. Кескюла, А.О. Кильк. Экспериментальное определение скорости вращения расплава во вращающемся магнитном поле.....	18
4.	Л.В. Архипова, В.Ф. Кескюла. Электромагнитный расчет "явнополюсного" индукционного вращателя	26
5.	А.О. Мусикка, Х.Ф. Оорн, Р.Б. Янсикене. Анализ систем диагностики МГД-привода.....	48
6.	А.К. Арусоо. К определению механической характеристики асинхронного короткозамкнутого двигателя по каталожным параметрам схем замещения	54
7.	А.К. Арусоо. К определению энергетических характеристик МГД-привода.....	68
8.	А.О. Мусикка, Х.А. Саккос. Экспериментальное исследование возможности применения прецизионных магнитомягких сплавов в индукционных МГД-машинах	79



EESTI AKADEEMILINE RAAMATUKOGU



1 0200 00082406 4

Цена 90 коп.