

УДК 621.313.322

Ф.А. Гельвер¹, В.Ф. Самосейко²

¹ Филиал «ЦНИИ СЭТ» ФГУП «Крыловский государственный научный центр»,
ГУМРФ им. адмирала С.О. Макарова, Санкт-Петербург, Россия

² ГУМРФ им. адмирала С.О. Макарова, филиал «ЦНИИ СЭТ» ФГУП «Крыловский
государственный научный центр», Санкт-Петербург, Россия

МАГНИТНЫЕ ПРОВОДИМОСТИ МНОГОПОЛЮСНОЙ РЕАКТИВНОЙ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ МАШИНЫ С АНИЗОТРОПНОЙ МАГНИТНОЙ ПРОВОДИМОСТЬЮ РОТОРА

Проведен анализ технологий изготовления ротора реактивной электрической машины с анизотропной магнитной проводимостью. Показано и доказано, что лучшими энергетическими характеристиками обладает реактивная машина с продольной шихтовкой пакетов полюса ротора (ALA – Axially Laminated Anisotropic) по сравнению с реактивной машиной с поперечной шихтовкой пакета ротора (TLA – Transversally Laminated Anisotropic). Приведено математическое описание магнитных проводимостей многополюсной реактивной электрической машины с анизотропной магнитной проводимостью ротора с использованием продольной шихтовки пакетов полюса ротора (ALA). На основе предложенной схемы замещения магнитной цепи многополюсной реактивной электрической машины с анизотропной магнитной проводимостью ротора с продольной шихтовкой пакетов полюса ротора (ALA) получены аналитические зависимости, позволяющие определять поперечную магнитную проводимость катушки статора. Для оценки влияния крепежных выемок и межполюсного воздушного промежутка конструкции ротора реактивной электрической машины на характеристики электрической машины введены новые коэффициенты: коэффициент поперечной магнитной проводимости; коэффициент вариации поперечной магнитной проводимости. Введенные коэффициенты позволяют оценивать энергетические и массогабаритные показатели реактивной машины в зависимости от геометрических размеров крепежной выемки, величины межполюсного воздушного промежутка, числа пар полюсов и величины воздушного зазора. Представлены результаты аналитических исследований и приведены графики зависимостей: поперечной магнитной проницаемости полюса ротора от электрической угловой координаты; коэффициента затухания от числа пар полюсов; коэффициента вариации поперечной магнитной проводимости многополюсной машины от доли крепежной выемки на угловом полюсном делении и от коэффициента магнитного сопротивления между полюсами ротора. Введенный коэффициент поперечной магнитной проводимости позволяет оценивать энергетические и массогабаритные характеристики реактивных электрических машин и играет важную роль в их проектировании.

Ключевые слова: анизотропная магнитная проводимость, продольная шихтовка, магнитное напряжение, магнитная проводимость, коэффициент поперечной магнитной проводимости.

F.A. Gel'ver¹, V.F. Samoseyko²

¹Filial "TsNII SET» FGUP «Krylovskiy gosudarstvennyy nauchnyy tsentr», GUMRF named after admiral S.O. Makarova, Sankt-Peterburg, Russian Federation

²GUMRF named after admiral S.O. Makarova, Filial «TsNII SET» FGUP "Krylovskiy gosudarstvennyy nauchnyy tsentr", Sankt-Peterburg, Russian Federation

MAGNETIC CONDUCTIVITY OF A MULTI-POLE REACTABLE ELECTRIC MACHINE WITH ANISOTROPIC MAGNETIC CONDUCTIVITY OF THE ROTOR

The analysis of manufacturing technologies of a rotor of a reactive electric machine with anisotropic magnetic conductivity is carried out. It has been shown and proved that the best energy characteristics is possessed by a reactive machine with longitudinal blending of rotor-pole packets (ALA-Axially Laminated Anisotropic) as compared to a transversally laminated reactive machine (TLA-Transversally Laminated Anisotropic). A mathematical description is given of the magnetic conductivities of a multipole reactive electric machine with anisotropic magnetic conductivity of the rotor using longitudinal batch packing of the rotor pole packs (ALA). Based on the proposed circuit for replacing the magnetic circuit of a multipolar reactive electric machine with an anisotropic magnetic conductivity of a rotor with longitudinal packing of rotor pole packs (ALA), analytical dependences have been obtained, which make it possible to determine the transverse magnetic conductivity of the stator coil. To assess the effect of the mounting holes and the inter-pole air gap of the rotor structure of the reactive electric machine on the characteristics of the electric machine, new coefficients have been introduced: the coefficient of transverse magnetic conductivity; coefficient of variation of the transverse magnetic conductivity. The introduced coefficients allow estimating the energy and mass-dimensional parameters of the reactive machine depending on the geometric dimensions of the fixing recess, the magnitude of the inter-pole air gap, the number of pole pairs and the air gap size. The results of the analytical study are presented and graphs of dependences are given: the transverse magnetic permeability of the rotor pole from the electric angular coordinate; the attenuation coefficient from the number of pole pairs; the coefficient of variation of the transverse magnetic conductivity of a multipolar machine from the fraction of the fixing recess at the angular pole division and from the coefficient of magnetic resistance between the poles of the rotor. The introduced coefficient of transverse magnetic conductivity makes it possible to evaluate the energy and mass-dimensional characteristics of reactive electric machines and plays an important role in their design.

Keywords: anisotropic magnetic conductivity, longitudinal batching, magnetic stress, magnetic conductivity, coefficient of transverse magnetic conductivity.

Введение. Реактивные электрические машины с анизотропной магнитной проводимостью ротора в последнее время находят все большее применение в различных электроприводах технологических механизмов. В частности за рубежом серийный выпуск таких электрических машин осуществляют концерн АВВ («ASEA Brown Boveri») [1–2], немецкая компания КСВ («Klein, Schanzlin & Becker») [3], а также Siemens [4]. В связи с этим данному классу электрических машин уделяется очень большое внимание специалистов со всего мира, о чем свидетельствуют многочисленные статьи [5–17] и монографии [18–21].

Отличительными особенностями данного класса электрических машин являются высокий показатель энергетической эффективности, технологичность изготовления и лучшие эксплуатационные характеристики по сравнению с остальными типами электрических машин [12–14, 16]. Существуют две технологии изготовления ротора такой электрической машины: с использованием продольной шихтовки пакетов полюса ротора (ALA – Axially Laminated Anisotropic) и поперечной шихтовки пакета ротора со специальными вырезами (TLA – Transversally Laminated Anisotropic). Считается, что реактивная машина с поперечной шихтовкой пакета полюса ротора (TLA) более технологична в изготовлении, и практически все исследования в последнее время посвящены именно ей [6–10, 18–21]. Так, практически все научные труды по данному классу электрических машин посвящены оптимизации конструкции и геометрических размеров ротора реактивной машины с анизотропной магнитной проводимостью ротора с поперечной шихтовкой пакета ротора (TLA) [6–7, 18–21]. В представленных статьях и монографиях приводятся в основном результаты численного, реже физического моделирования магнитных полей с использованием специализированных программ, основанных на методах конечных элементов, таких как ELCUT, ANSYS Maxwell, Femlab. Аналитическое описание магнитных проводимостей реактивной машины с анизотропной магнитной проводимостью ротора с продольной шихтовкой пакета ротора (ALA) в научных трудах и открытой печати отсутствует. Тем не менее, отношение продольной и поперечной магнитных проводимостей реактивной машины является важным показателем, характеризующим эффективность ее работы, и проектирование электрических машин должно осуществляться с учетом данного обстоятельства. Следует отметить, что лучшими характеристиками по данному показателю и по величине энергетической эффективности обладает реактивная машина с продольной шихтовкой пакетов полюса ротора (ALA) по сравнению с реактивной машиной с поперечной шихтовкой пакета ротора (TLA) [12–17]. Далее будем рассматривать только реактивную электрическую машину с продольной шихтовкой пакетов полюса ротора (ALA).

1. Поперечная магнитная проницаемость полюса ротора.

Число полюсов реактивной машины с анизотропной магнитной проводимостью ротора и их форма не оказывают существенного влияния на продольную магнитную проводимость машины. Основная продольная

магнитная проводимость машины, которая принята за базовую, вычисляется с учетом числа пар полюсов $p = 1, 2, \dots$ по формуле

$$\Lambda_{dd} = \Lambda_{\delta} = \frac{4 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot R}{p \cdot \pi \cdot \delta} = \frac{4 \cdot \mu_0 \cdot l \cdot \tau}{\pi^2 \cdot \delta^*},$$

где Λ_{δ} – базовая магнитная проводимость; δ^* – относительный расчетный воздушный зазор между статором и ротором, $\delta^* = \delta/R$; τ – угловое полюсное деление, $\tau = \pi/p$; p – число пар полюсов; l – длина магнитопровода.

Поперечная магнитная проводимость полюсов ротора существенно зависит от формы и числа полюсов реактивной машины [15]. Для определенности полагается, что полюса ротора многополюсной реактивной машины имеют вид сектора (рис. 1).

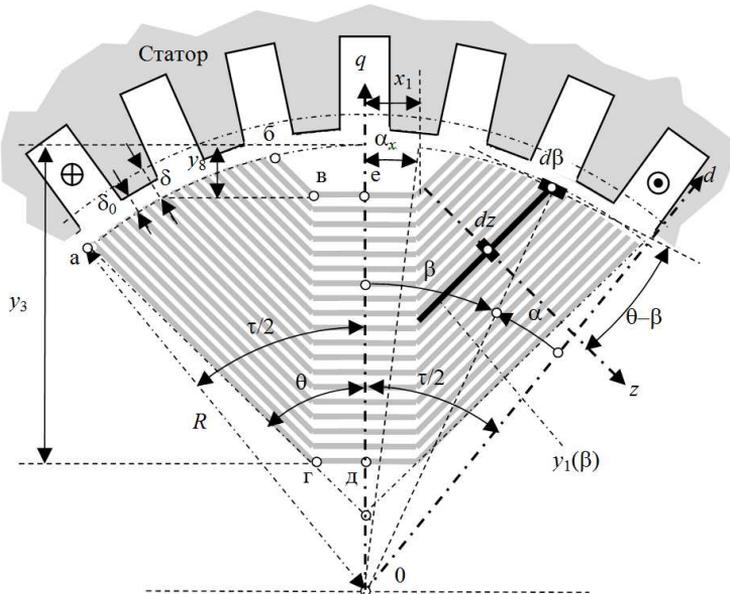


Рис. 1. Иллюстрация к определению поперечной магнитной проводимости полюса ротора

Особенностью расчета поперечной магнитной проводимости многополюсной машины является зависимость параметров схемы замещения машины (рис. 2) от угловой радиальной координаты β , отсчитываемой от поперечной оси ротора q .

Магнитная цепь на полюсном делении ротора может быть представлена схемой замещения, изображенной на рис. 2.

Относительная магнитная проницаемость по осям z и q (см. рис. 1) определяется соотношениями:

$$\mu_2^* = \frac{1}{1 - \gamma_2}; \mu_x^* = \frac{1}{1 - \gamma_x} = \frac{1}{1 - \gamma_2 \cdot \sin(\theta)}. \quad (2)$$

Разобьем половину полюса ротора на два объема A и B , внутри которых коэффициент заполнения сталью – постоянная величина. Часть полюса A является цилиндром, основание которого образует фигуру {а-б-в-г-а} (см. рис. 1). Она имеет коэффициент заполнения сталью γ_2 . Часть полюса B является цилиндром, основание которого образует фигуру {в-е-д-г-в} (см. рис. 1). Она имеет коэффициент заполнения сталью γ_x . Элементарную поперечную магнитную проводимость полюса ротора $d\lambda_{пк}$ схемы замещения, изображенной на рис. 2, представим в виде двух параллельно соединенных проводимостей $d\lambda_{Ak}$ и $d\lambda_{Bk}$, магнитные проницаемости которых μ_2 и μ_x .

Определим *элементарную удельную магнитную проводимость полюса $d\lambda_{Ak}$ в объеме A* с коэффициентом заполнения сталью γ_2 и относительной магнитной проницаемостью μ_2^* . По оси z , перпендикулярной пластинам полюса, выделим промежуток между пластинами dz .

Угловая координата β (см. рис. 1) определяет положение элементарного углового отрезка $d\beta$, который связан с относительным значением длины отрезка dz^* соотношением $dz^* = \cos(\theta - \beta)d\beta$.

Относительная координата $z^* = z/R = k \cdot dz^*$ пластины $k = 1, 2, \dots, n$ связана с угловой координатой пластины β соотношением $\beta = \theta + \arcsin(z^* - \sin(\theta))$.

Удельная магнитная проводимость элемента объема A полюса ротора, соответствующего этому отрезку,

$$d\lambda_{Ak}^o = \frac{2 \cdot \mu_2^* \cdot y_1^*(\beta)}{dz^*} = \frac{2 \cdot \mu_2^* \cdot (\sin(\beta) - x_1^*)}{\sin(\theta) \cdot \cos(\theta - \beta) \cdot d\beta},$$

где

$$y_1^*(\beta) = \frac{\sin(\beta) - x_1^*}{\sin(\theta)} \quad (3)$$

– относительная длина части пластины, положение которой определено углом β (см. рис. 1), x_1^* – относительный размер крепежной выемки.

Элементарная удельная магнитная проводимость полюса $d\lambda_{Bk}$ в объеме B с коэффициентом заполнения сталью γ_x

$$d\lambda_{Bk}^o = \frac{2 \cdot \mu_x^* \cdot x_1^*}{dz_q^*} = \frac{2 \cdot \mu_x^* \cdot x_1^* \cdot \sin(\theta)}{\cos(\theta - \beta) \cdot d\beta},$$

где dz_q^* – относительный промежуток между пластинами в объеме B , $dz_q^* = dz^*/\sin(\theta)$.

Эквивалентное значение элементарной удельной магнитной проводимости полюса может быть записано в следующем виде:

$$d\lambda_{nk}^o = d\lambda_{Ak}^o + d\lambda_{Bk}^o = \frac{2 \cdot \mu_q^*(\beta)}{d\beta}, \quad (4)$$

где

$$\mu_q^*(\beta) = \frac{\mu_2^* \cdot (\sin(\beta) - x_1^*)}{\sin(\theta) \cdot \cos(\theta - \beta)} + \frac{\mu_x^* \cdot x_1^* \cdot \sin(\theta)}{\cos(\theta - \beta)} \quad (5)$$

– относительная поперечная магнитная проницаемость полюса ротора, являющаяся функцией геометрической угловой координаты β . Заметим, что электрическая угловая координата β в p раз больше геометрического угла β . График зависимости относительной поперечной магнитной проницаемости полюса ротора от электрической угловой координаты β приведен на рис. 3.

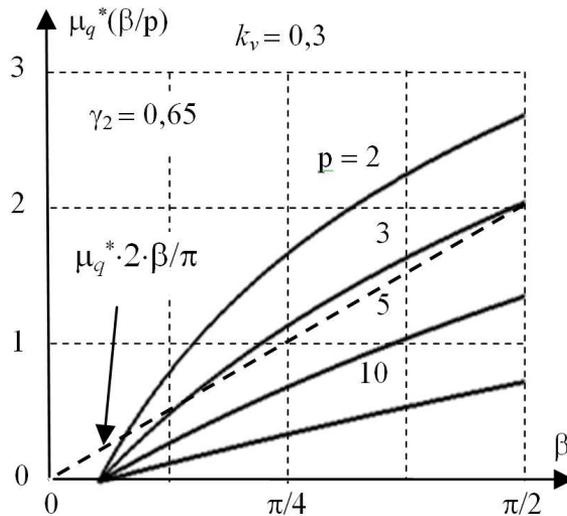


Рис. 3. Графики зависимости поперечной относительной магнитной проницаемости полюса ротора от электрической угловой координаты

Максимальное значение относительной поперечной магнитной проницаемости полюса ротора (5) достигается при электрической угловой координате $\beta = \pi/2$ и определяется выражением:

$$\mu_q^* = \mu_q^*(\tau/2) = \frac{\mu_2^* \cdot y_1^*(\tau/2) + \mu_x^* \cdot x_1^* \cdot \sin(\theta)}{\cos(\theta - \tau/2)}. \quad (6)$$

Величина максимального значения относительной поперечной магнитной проницаемости полюса ротора оказывает существенное влияние на характеристики машины. Меньшие ее значения позволяют получить машину с лучшими энергетическими и массогабаритными показателями.

2. Магнитная проводимость между полюсами ротора. Особенностью магнитной цепи ротора многополюсной машины является наличие немагнитного промежутка между его полюсами. Вид фрагмента магнитопровода ротора с немагнитным промежутком между полюсами, имеющими форму секторов, приведен на рис. 4.

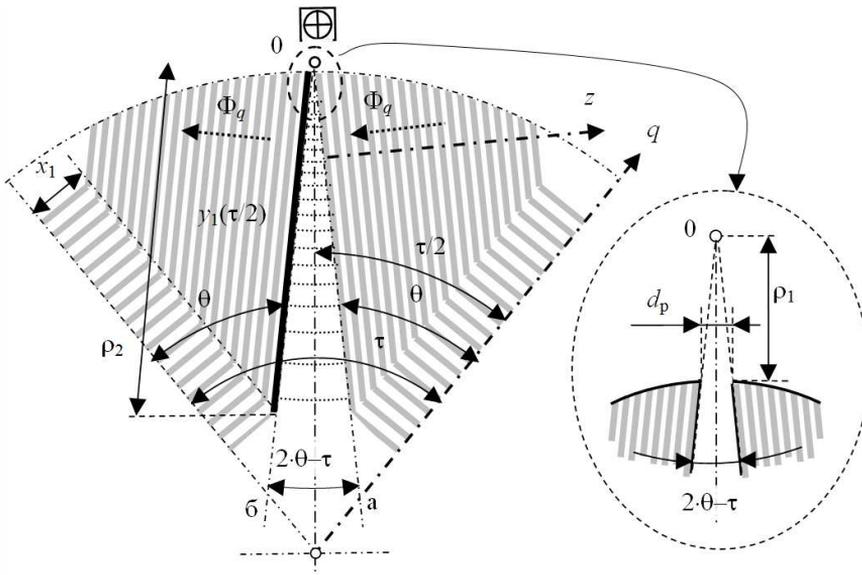


Рис. 4. Иллюстрация к определению магнитной проводимости немагнитного промежутка между полюсами ротора

Поскольку зазор между полюсами ротора, как правило, отсутствует или достаточно мал, то немагнитный промежуток между полюсами ротора практически не будет оказывать влияния на продольную магнитную проводимость. Однако он оказывает существенное влияние на поперечную магнитную проводимость.

Наличие немагнитного промежутка между полюсами не является обязательным атрибутом многополюсной машины. Так, например, при угле сгиба пластин ротора $\theta = \pi/4$ и числе пар полюсов $p = 2$ немагнитный промежуток между полюсами отсутствует. Кроме того, если стальные пластины ротора установлены на вал, изготовленный из ферромагнитного материала, то можно считать, что немагнитный промежуток между пластинами соседних полюсов отсутствует. Учет влияния немагнитного промежутка между полюсами на магнитные проводимости также теряет смысл, если стальные пластины полюсов ротора касаются друг друга.

Между полюсами ротора имеется немагнитный промежуток (рис. 4), которому соответствует межполюсная магнитная проводимость λ_U . Для определения магнитной проводимости немагнитного промежутка между полюсами ротора введем полярную систему координат, полярная ось которой проходит между полюсами, а центр системы координат 0 находится на пересечении линий $\{0, a\}$ и $\{0, b\}$ (см. рис. 4).

Магнитное напряжение между полюсами и магнитный поток между ними определяются выражениями:

$$F_q = C_1 \cdot \left(\theta - \frac{\tau}{2} \right); \quad \Phi_q = \mu_0 \cdot l \cdot C_1 \cdot \ln(\rho_2 / \rho_1),$$

$$\rho_1 = \frac{d_p^*}{2 \cdot \tan(\theta - \tau/2)}, \quad (7)$$

где ρ_1 – величина, характеризующая положение центра полярной системы координат относительно поверхности ротора; d_p^* – относительное минимальное расстояние между полюсами ротора; ρ_2 – относительный геометрический размер (см. рис. 4), $\rho_2 \approx \rho_1 + y_1^*(\tau/2)$; μ_0 – магнитная проницаемость немагнитного промежутка между полюсами, принятая равной магнитной проницаемости воздуха $4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м; l – расчетная длина магнитопровода ротора; C_1 – нормирующая константа.

Удельная магнитная проводимость между полюсами ротора

$$\lambda_U^o \approx \frac{\Phi_q}{F_q} = \frac{1}{\theta - \tau/2} \cdot \ln \left(1 + \frac{y_1^*(\tau/2)}{\rho_1^*} \right). \quad (8)$$

Коэффициент магнитного сопротивления между полюсами ротора определен выражением

$$\sigma_U = \frac{2 \cdot \sqrt{\mu_q^* / \delta^*}}{\lambda_U^0},$$

в котором удельная магнитная проводимость между полюсами ротора λ_U^0 рассчитывается по формуле (8), а относительная поперечная магнитная проницаемость полюса ротора μ_q^* – по формуле (6). Величина данного коэффициента существенно зависит от минимального расстояния между полюсами ротора d_p . Если положить, что минимальное расстояние между полюсами ротора $d_p^* = (1...3) \delta^*$, а угол сгиба пластин $\theta = \pi/4$, то коэффициент магнитного сопротивления между полюсами ротора будет принимать значения $\sigma_U = 1,5...3$.

3. Магнитное напряжение в воздушном зазоре. Магнитная проницаемость полюса ротора (5) является функцией угловой координаты ротора. Несложно установить, что функция магнитного потока порождается дифференциальным уравнением второго порядка:

$$p^2 \cdot \mu_q^*(\beta / p) \cdot \delta^* \cdot \frac{d^2 \Phi_n(\beta)}{d\beta^2} = \Phi_n(\beta), \quad (9)$$

которое справедливо как для зоны продольной, так и поперечной магнитной проводимости, где β – электрическая угловая координата, $\beta \in [0, \pi/2]$, отсчитываемая от поперечной оси ротора q (см. рис. 1).

Если известно решение дифференциального уравнения (9), то функции магнитного потенциала ротора в зоне продольной и поперечной магнитной проводимости определяются соответственно из соотношений:

$$U_{Rd}(\beta) = p \cdot \frac{\delta^*}{2} \cdot \frac{d\Phi_{nd}(\beta)}{d\beta} \quad \text{и} \quad U_{Rq}(\beta) = \frac{1}{2} + p \cdot \frac{\delta^*}{2} \cdot \frac{d\Phi_{nq}(\beta)}{d\beta}. \quad (10)$$

Решение дифференциального уравнения (9) при переменной поперечной магнитной проницаемости полюса ротора (5) может быть получено лишь численным методом. Для представления решения дифференциального уравнения (9) в аналитическом виде будем аппроксимировать зависимость (5) прямой (см. рис. 2):

$$\mu_q^*(\beta / p) = \mu_q^* \cdot 2 \cdot \beta / \pi.$$

Тогда дифференциальное уравнение (9) может быть заменено уравнением

$$\beta \cdot \frac{d^2 \Phi_n(\beta)}{d\beta^2} = c^2 \cdot \Phi_n(\beta), \quad (11)$$

где β – электрическая угловая координата, $\beta \in [0, \pi/2]$; c – коэффициент затухания магнитного потенциала многополюсной машины, характеризующий скорость уменьшения функций поперечного потока и магнитного потенциала ротора в зоне поперечной магнитной проводимости по мере удаления от паза с проводниками катушки,

$$c = \sqrt{\frac{\pi}{2 \cdot p^2 \cdot \mu_q^* \cdot \delta^*}}. \quad (12)$$

Если принять, что расчетный воздушный зазор определяется формулой (22), то можно построить зависимость коэффициента затухания от числа пар полюсов (рис. 5).

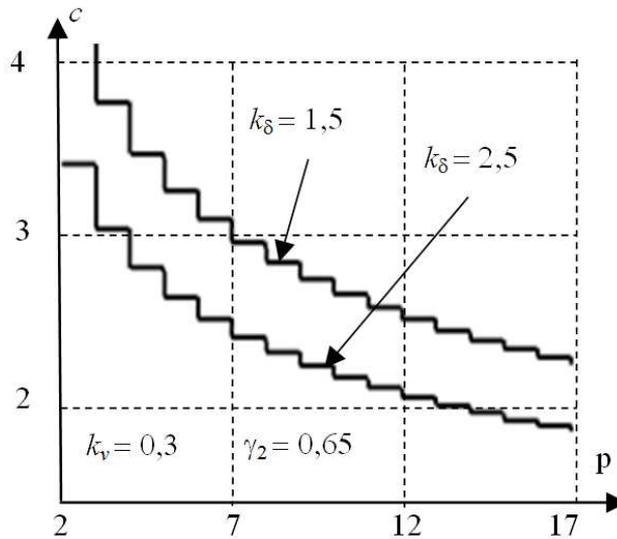


Рис. 5. Графики зависимости коэффициента затухания от числа пар полюсов

Коэффициент затухания многополюсной машины может принимать значения $c = 1,5 \dots 4,5$. Величина коэффициента затухания зависит от коэффициента воздушного зазора k_δ . Увеличение k_δ ведет к уменьшению коэффициента затухания.

Дифференциальное уравнение (11) сводится к модифицированному дифференциальному уравнению Бесселя. Введем две функции первого и второго рода индекса ν :

$$J\nu(\beta) = I\nu(2 \cdot c \cdot \sqrt{\beta}); \quad JK\nu(\beta) = K\nu(2 \cdot c \cdot \sqrt{\beta}),$$

где $I\nu(x)$, $K\nu(x)$ – модифицированные функции Бесселя первого и второго рода индекса ν .

Тогда решение дифференциального уравнения (11) для зоны продольной и поперечной магнитной проводимости запишется в виде линейной комбинации введенных функций:

$$\begin{aligned} \Phi_{nd}(\beta) &= \frac{\sqrt{\beta}}{c} \cdot (C_{1d} \cdot J\nu_1(\beta) + C_{2d} \cdot JK\nu_1(\beta)), \\ \Phi_{nq}(\beta) &= \frac{\sqrt{\beta}}{c} \cdot (C_{1q} \cdot J\nu_1(\beta) + C_{2q} \cdot JK\nu_1(\beta)), \end{aligned} \quad (13)$$

где C_{1d} , C_{2d} и C_{1q} , C_{2q} – постоянные интегрирования для зоны продольной и поперечной магнитной проводимости.

Функции магнитного потенциала ротора в зоне продольной и поперечной проводимости определяются соответственно из соотношений (10) путем подстановки в них функции магнитного потока (13):

$$\begin{aligned} U_{Rd}(\beta) &= C_{1d} \cdot J\nu_0(\beta) + C_{2d} \cdot JK\nu_0(\beta); \\ U_{Rq}(\beta) &= 1/2 + C_{1q} \cdot J\nu_0(\beta) + C_{2q} \cdot JK\nu_0(\beta). \end{aligned} \quad (14)$$

Введенные функции первого и второго рода в данной формуле (14) имеют индекс $\nu = 0$.

Для определения постоянных интегрирования C_{1d} , C_{2d} , C_{1q} , C_{2q} необходимы 4 краевых (граничных) уравнения. Они состояются из дополнительных условий на границе области определения решения дифференциального уравнения (11).

Два краевых уравнения могут быть получены из постулата непрерывности функций потока ротора и магнитного потенциала в точке $\beta = \alpha_A$:

$$\begin{aligned} C_{1d} \cdot J\nu_1(\alpha_A) + C_{2d} \cdot JK\nu_1(\alpha_A) &= C_{1q} \cdot J\nu_1(\alpha_A) + C_{2q} \cdot JK\nu_1(\alpha_A), \\ C_{1d} \cdot J\nu_0(\alpha_A) + C_{2d} \cdot JK\nu_0(\alpha_A) &= 1/2 + C_{1q} \cdot J\nu_0(\alpha_A) + C_{2q} \cdot JK\nu_0(\alpha_A), \end{aligned}$$

где α_A – координата магнитной оси катушки $\mathbf{D}(\alpha_A)$.

Два других уравнения могут быть получены из связи между функциями магнитного потока и потенциала при $\beta = p \cdot \alpha_1$ и $\beta = \pi/2$, где α_1 – половина геометрического углового размера крепежной выемки. При $\beta = p \cdot \alpha_1$ должно иметь место краевое уравнение:

$$\Phi_{nq}(p \cdot \alpha_1) = -\lambda_V^{\circ} \cdot U_{Rd}(p \cdot \alpha_1),$$

где λ_V° – удельная магнитная проводимость крепежной выемки, $\lambda_V^{\circ} = \lambda_V/(\mu_0 \cdot l)$. Будем считать, что магнитная проводимость λ_V° достаточно мала. Тогда из равенства $\Phi_{nq}(p \cdot \alpha_1) = 0$ следует краевое уравнение:

$$C_{1q} \cdot JI_1(p \cdot \alpha_1) + C_{2q} \cdot JK_1(p \cdot \alpha_1) = 0.$$

При $\beta = \pi/2$ должно иметь место краевое уравнение:

$$\Phi_{nd}(\pi/2) = -\lambda_U^{\circ} \cdot U_{Rd}(\pi/2),$$

где λ_U° – удельная магнитная проводимость между полюсами ротора (8), $\lambda_U^{\circ} = \lambda_U/(\mu_0 \cdot l)$. В том случае, если число пар полюсов $p = 2$ или полюса соприкасаются друг с другом, то удельная магнитная проводимость достаточно велика. Тогда можно принять: $U_{Rd}(\pi/2) = 0$. Из данного равенства следует краевое уравнение:

$$C_{1d} \cdot JI_0(\pi/2) + C_{2d} \cdot JK_0(\pi/2) = 0.$$

В случае, если число пар полюсов $p > 2$ и крайние пластины полюсов не соприкасаются друг с другом, то краевое уравнение принимает вид:

$$-\sigma_U \cdot (C_{1d} \cdot JI_1(\pi/2) + C_{2d} \cdot JK_1(\pi/2)) = C_{1d} \cdot JI_0(\pi/2) + C_{2d} \cdot JK_0(\pi/2).$$

Используя записанные выше уравнения, получаем следующую систему краевых уравнений:

$$C_{1d} \cdot JI_0(\alpha_A) + C_{2d} \cdot JK_0(\alpha_A) - C_{1q} \cdot JI_0(\alpha_A) - C_{2q} \cdot JK_0(\alpha_A) = 1/2;$$

$$C_{1d} \cdot JI_1(\alpha_A) + C_{2d} \cdot JK_1(\alpha_A) - C_{1q} \cdot JI_1(\alpha_A) - C_{2q} \cdot JK_1(\alpha_A) = 0;$$

$$C_{1q} \cdot JI_1(p \cdot \alpha_1) + C_{2q} \cdot JK_1(p \cdot \alpha_1) = 0;$$

$$-\sigma_U \cdot (C_{1d} \cdot JI_1(\pi/2) + C_{2d} \cdot JK_1(\pi/2)) = C_{1d} \cdot JI_0(\pi/2) + C_{2d} \cdot JK_0(\pi/2).$$

Решение системы данных линейных уравнений не приводится в силу громоздкости его представления. Однако отметим, что ее решение порождает систему функций $C_{1d}(\alpha_A)$, $C_{2d}(\alpha_A)$, $C_{1q}(\alpha_A)$, $C_{2q}(\alpha_A)$ угла α_A , характеризующего положение магнитной оси катушки А.

Распределение поперечного магнитного напряжения в воздушном зазоре может быть представлено в виде составной функции:

$$F_{\delta q}(\beta, \alpha_A) = \begin{cases} \left(C_{1d}(\alpha_A) \cdot J_0(\beta) + \right. \\ \left. + C_{2d}(\alpha_A) \cdot JK_0(\beta) \right) & \text{при } p \cdot \alpha_1 < \beta < \alpha_A, \\ \left(C_{1q}(\alpha_A) \cdot J_0(\beta) + \right. \\ \left. + C_{2q}(\alpha_A) \cdot JK_0(\beta) \right) & \text{при } \alpha_A < \beta < \frac{\pi}{2}. \end{cases} \quad (15)$$

При $\beta \in [0, p \cdot \alpha_1]$ $F_{\delta q}(\beta, \alpha_A) = 0$, где α_1 – половина геометрического углового размера крепежной выемки; p – число пар полюсов.

4. Поперечная магнитная проводимость многополюсной машины. Поперечная магнитная проводимость многополюсной машины может быть вычислена по формуле:

$$\Lambda_{qq} = \Lambda_{\sigma} \cdot \frac{8}{\pi} \cdot \int_{p \cdot \alpha_1}^{\pi/2} \int_{p \cdot \alpha_1}^{\pi/2} F_{\delta q}(\beta, \alpha_A) \cdot \cos(\beta) \cdot d\beta \cdot \sin(\alpha_A) \cdot d\alpha_A. \quad (16)$$

Относительную поперечную магнитную проводимость многополюсной машины можно представить в виде зависимости от доли $k_v = 2 \cdot \alpha_1 / \tau$, занимаемой крепежной выемкой на угловом полюсном делении τ и коэффициента магнитного сопротивления между полюсами ротора σ_U :

$$\Lambda_{qq}^*(k_v, \sigma_U) = \frac{8}{\pi} \cdot \int_{k_v \cdot \pi}^{\pi/2} \int_{k_v \cdot \pi}^{\pi/2} F_{\delta q}(\beta, \alpha_A) \cdot \cos(\beta) \cdot d\beta \cdot \sin(\alpha_A) \cdot d\alpha_A. \quad (17)$$

Поскольку функция $F_{\delta q}(\beta, \alpha_A)$ является составной, а каждая из частей состоит из достаточно большого числа функций Бесселя, то вычисление интеграла (16) затруднительно. Ниже приводятся соотношения, позволяющие оценить относительную поперечную магнитную проводимость многополюсной машины и влияние на нее крепежной выемки и межполюсного магнитного промежутка. Если положить, что отсутствуют крепежная выемка и межполюсный магнитный промежуток, то относительная поперечная магнитная проводимость многополюсной машины может быть вычислена по приближенной формуле:

$$\Lambda_{qq}^*(0,0) \approx \frac{1}{1 + (0,08 + 0,95 \cdot c)^2}. \quad (18)$$

Погрешность формулы (18) не превышает 1 %.

5. Коэффициент поперечной магнитной проводимости многополюсной машины. Введем коэффициент вариации поперечной магнитной проводимости многополюсной машины, обусловленной крепежными выемками и межполюсным воздушным промежутком:

$$\Delta k_{qp} = 1 - \frac{\Lambda_{qq}^*(k_v, \sigma_U)}{\Lambda_{qq}^*(0, 0)}. \quad (19)$$

Для оценки влияния отдельного вклада крепежных выемок и межполюсного воздушного промежутка будем использовать коэффициенты вариации поперечной магнитной проводимости, обусловленной крепежными выемками и межполюсным воздушным промежутком:

$$\Delta k_{qV} = 1 - \frac{\Lambda_{qq}^*(k_v, 0)}{\Lambda_{qq}^*(0, 0)}; \quad \Delta k_{qU} = 1 - \frac{\Lambda_{qq}^*(0, \sigma_U)}{\Lambda_{qq}^*(0, 0)}. \quad (20)$$

Графики зависимости коэффициента вариации поперечной магнитной проводимости, обусловленной крепежными выемками от доли, занимаемой крепежной выемкой на угловом полюсном делении, приведены на рис. 6, а. Графики зависимости коэффициента вариации поперечной магнитной проводимости многополюсной машины, обусловленной межполюсным немагнитным промежутком, от коэффициента магнитного сопротивления между полюсами ротора приведены на рис. 6, б.

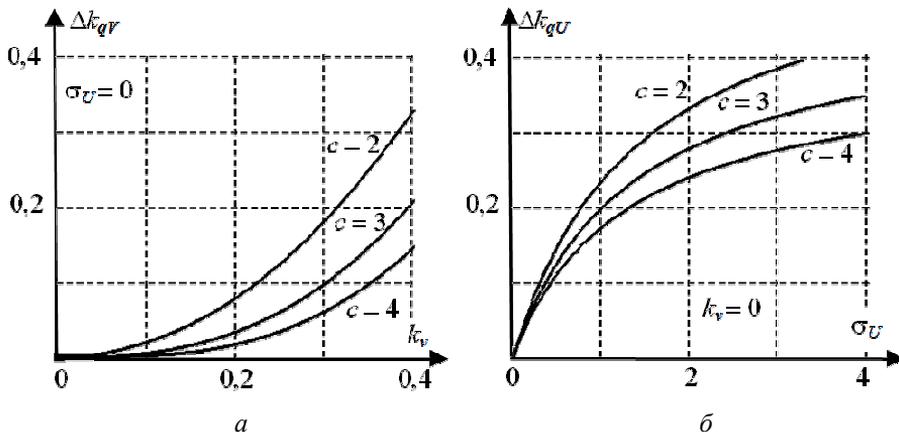


Рис. 6. Зависимости коэффициента вариации поперечной магнитной проводимости многополюсной машины, обусловленной: а – крепежными выемками от доли, занимаемой ею на угловом полюсном делении; б – межполюсным немагнитным промежутком от коэффициента магнитного сопротивления между полюсами ротора

Коэффициент поперечной магнитной проводимости многополюсной машины с учетом крепежной выемки и межполюсного немагнитного промежутка может быть вычислен по формуле:

$$k_q = \frac{\Lambda_{qq}^*(k_v, \sigma_U)}{1 - \Delta k_{dV}}, \quad (21)$$

где Δk_d – коэффициент вариации продольной магнитной проводимости, обусловленной крепежной выемкой, $\Delta k_d = 1 - \Lambda_{dd}^* = k_v - \frac{\sin(k_v \cdot \pi)}{\pi}$; k_v – доля, занимаемая крепежной выемкой на угловом полюсном делении τ , $k_v = 2 \cdot \alpha_1 / \pi$; α_1 – половина геометрического углового размера крепежной выемки.

Величина коэффициента поперечной магнитной проводимости существенно зависит от числа пар полюсов и величины воздушного зазора. Положим, что расчетная величина относительного воздушного зазора $\delta^* = a/p$, где a – некоторая константа. Тогда коэффициент поперечной магнитной проводимости многополюсной машины будет слабо зависеть от числа пар полюсов p . Однако такая зависимость величины воздушного зазора от числа пар полюсов по конструктивным соображениям считается нецелесообразной. Рекомендуется [22] относительную величину расчетного воздушного зазора для машин мощностью более 20 кВт выбирать, используя формулу:

$$\delta^* = k_\delta \cdot \frac{10^{-3}}{0,6} \cdot \left(1 + \frac{9}{2 \cdot p} \right), \quad (22)$$

где k_δ – коэффициент воздушного зазора.

Графики зависимости коэффициента поперечной магнитной проводимости от числа пар полюсов при воздушном зазоре, определенном соотношением (22), и коэффициентов воздушного зазора $k_\delta = 1,5$ и $k_\delta = 2,5$ приведены на рис. 7.

Если число пар полюсов $p = 2$, то коэффициент поперечной магнитной проводимости получается примерно равным коэффициенту поперечной магнитной проводимости при числе пар полюсов $p = 3$. В двухполюсной машине ($p = 1$) коэффициент поперечной магнитной проводимости $k_q = 0,025 \dots 0,035$.

Коэффициент вариации поперечной магнитной проводимости многополюсной машины, обусловленной крепежными выемками и межполюсным воздушным промежутком, может быть оценен по приближенной формуле:

$$\Delta k_{qp} \approx (1 - (0,9 - 0,45 \cdot k_v + 0,05 \cdot \sigma_U) \cdot \Delta k_q).$$

При $k_v = 0,15 \dots 0,33$ и $\sigma_U = 1 \dots 3$ погрешность формулы не превышает 5%. Коэффициент поперечной магнитной проводимости играет важную роль в проектировании реактивных машин. Чем меньше его величина, тем выше энергетические и меньше массогабаритные показатели реактивной машины.

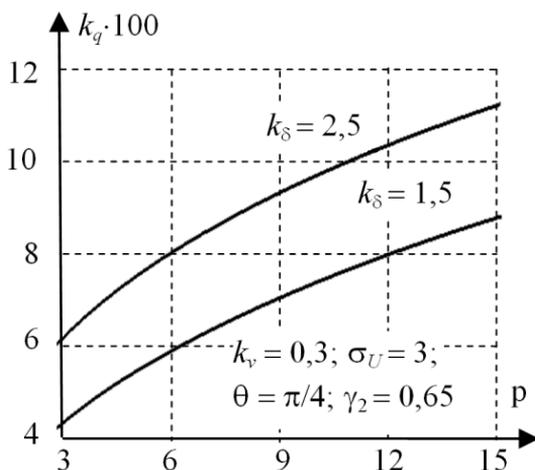


Рис.7. Графики зависимости коэффициента поперечной магнитной проводимости от числа пар полюсов

Выводы. Полученные аналитические зависимости являются новыми, нигде ранее не встречавшимися в научной литературе, и позволяют определять поперечную магнитную проводимость катушки статора многополюсной реактивной машины с анизотропной магнитной проводимостью ротора, выполненную по технологии продольной шихтовки ротора (ALA). Из представленных зависимостей и графиков следует, что крепежная выемка и межполюсный воздушный промежуток существенно влияют на величину магнитной проводимости машины. Введены новые показатели и коэффициенты, которые позволяют производить оценку энергетических и массогабаритных показателей реактивной машины в зависимости от геометрических размеров крепежной

выемки, величины межполюсного воздушного промежутка, числа пар полюсов и величины воздушного зазора. Полученные аналитические зависимости и выражения могут быть использованы при разработке методики проектирования реактивной электрической машины с анизотропной магнитной проводимостью ротора, выполненной по технологии продольной шихтовки ротора (ALA), и будут полезны широкому кругу специалистов, а также проектантам электроприводов на основе реактивных электрических машин.

Библиографический список

1. Low voltage IE4 synchronous reluctance motor and drive package for pump and fan applications // Catalog ABB. – 2013 [Электронный ресурс]. – URL: https://library.e.abb.com/public/21ee11b9fddfa677c1257bd500219300/Catalog_IE4_SynRM_EN_06-2013_9AKK105828_lowres.pdf
2. Low voltage IE4 synchronous reluctance motor and drive package for pump and fan applications // Catalog ABB. – June, 2013. – URL: <http://www.abb.com/motors&generators>
3. Синхронный реактивный электродвигатель Ksb-supreme [Электронный ресурс]. – URL: <http://docplayer.ru/35968157-Ksb-supreme-tehnicheskoe-opisanie.html>
4. Сайт фирмы Siemens [Электронный ресурс]. – URL: <https://www.siemens.com/press/pool/de/pressemitteilungen/2015/processindustries-drives/PR2015020119PDEN.pdf>
5. Tammi A., Termini P., Kansakangas T. Magnet-free motor technology for field speed applications reaching “IE5” efficiency level // Eemods 15, Helsinki 15–17 September 2015. – URL: http://www.eemods15.info/midcom-serveattachmentguid-1e55dfbb33f02fc5dfb11e5ac6fc777b4bb692-d692d/motors6_ari_tammi.pdf
6. Oprea C., Dziechciarz A., Martis C. Comparative analysis of different synchronous reluctance motor topologies // International Conference on Environment and Electrical Engineering. – June 10–13, 2015. – Rome, 2015.
7. Matsuo T., Lipo T.A. Rotor Design Optimization of Synchronous Reluctance Machine // IEEE Transactions on Energy Conversion. – 1994. – Vol. 9, № 2. – P. 359–365.
8. Rotor Flux-Barrier Design for Torque Ripple Reduction in Synchronous Reluctance and PM-Assisted Synchronous Reluctance Motors /

N. Bianchi, S. Bolognani, D. Bon, M. Dai Pre // IEEE Transactions on Industry Applications Appl. – 2009. – Vol. 45. – Iss. 3. – P. 921–928.

9. Experimental comparison of induction and synchronous reluctance motors performance / A. Boglietti, A. Cavagnino, M. Pastorelli, A. Vagati // Conference Record of the 2005 Industry Applications Conference, Fortieth IAS Annual Meeting. – 2005. – Vol. 1. – P. 474–479.

10. Bomela X.B., Kamper M.J. Effect of Stator Chording and Rotor Skewing on Performance of Reluctance Synchronous Machine // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2002. – Vol. 38. – № 1. – P. 91–100.

11. Hofmann H., Sanders S.R. High-speed synchronous reluctance machine with minimized rotor loss // IEEE Transactions on Industry Applications. – 2000. – Vol. 36. – № 2. – P. 531–539.

12. Гельвер Ф.А. Реактивная электрическая машина с анизотропной магнитной проводимостью ротора // Материалы конф. молод. ученых и специалистов. – СПб.: Изд-во Крылов. гос. науч. центра, 2014. – С. 25–34.

13. Экспериментальное сравнение асинхронного и синхронного реактивного электродвигателей / В.А. Дмитриевский, В.А. Прахт, В.М. Казакбаев [и др.] // Электроприводы переменного тока: материалы XVI Науч.-техн. конф.; Екатеринбург, 5–9 октября 2015 г. – Екатеринбург, 2015. – С. 19–22.

14. Самосейко В.Ф., Гельвер Ф.А., Хомяк В.А. Сравнение различных типов реактивных электрических машин по энергетическим показателям // Тр. Крылов. гос. науч. центра. – СПб., 2015. – № 89(373). – С. 201–208.

15. Синхронные машины с анизотропной магнитной проводимостью ротора. Методика проектирования. Алгоритмы управления: монография / В.Ф. Самосейко, Ф.А. Гельвер, В.А. Хомяк, Д.А. Хайров. – СПб.: Изд-во Крылов. гос. науч. центра, 2016. – 174 с.

16. Самосейко В.Ф., Гельвер Ф.А., Белоусов И.В. Перспективы использования реактивных электрических машин в электроприводе // Тр. 9-й Междунар. (10-й Всерос.) конф. по автоматизир. электроприводе АЭП-2016; Пермь, 3–7 октября 2016 г. – Пермь, 2016. – С. 359–363.

17. Захаров А.В. Перспективы технического применения синхронных электродвигателей с анизотропной магнитной проводимостью ротора // Состояние и перспективы развития электротехнологии

(XVIII Бернадосовские чтения): тез. докл. междунар. науч.-техн. конф. – Иваново, 2015. – С. 124–127.

18. Jorma Haataja. A comparative performance study of four-pole induction motors and synchronous reluctance motors in variable speed drives. – Lappeenranta, 2003.

19. Moghaddam R.R. Synchronous Reluctance Machine (SynRM) Design // KTH Electrical Engineering. – Stockholm, 2007.

20. Rajabi Moghaddam Reza. Synchronous Reluctance Machine (SynRM) Design. – Stockholm, Norooz (new spring). – 2007. – P. 95.

21. Seyedmorteza Taghavi. Ph.D. Design of Synchronous Reluctance Machines for Automotive Applications. – Concordia University. – 2015. – P. 177.

22. Копылов И.П. Проектирование электрических машин. – М.: Энергия, 1980.

References

1. Low voltage IE4 synchronous reluctance motor and drive package for pump and fan applications. *Catalog ABB 2013*, available at: https://library.e.abb.com/public/21ee11b9fddfa677c1257bd500219300/Catalog_IE4_SynRM_EN_06-2013_9AKK105828_lowres.pdf

2. Low voltage IE4 synchronous reluctance motor and drive package for pump and fan applications. *Catalog ABB, June, 2013*, available at: <http://www.abb.com/motors&generators>

3. Sinkhronnyi reaktivnyi elektrodvigatel' Ksb-supreme [Synchronous reluctance motor Ksb-supreme], available at: <http://docplayer.ru/35968157-Ksb-supreme-tehnicheskoe-opisanie.html>

4. Sait firmy Simens [Site of the company Siemens], available at: <https://www.siemens.com/press/pool/de/pressemitteilungen/2015/processindustries-drives/PR2015020119PDEN.pdf>

5. Tammi A., Termini P., Kansakangas T. Magnet-free motor technology for field speed applications reaching “IE5” efficiency level. *Eemods 15, Helsinki 15-17 September 2015*, available at: http://www.eemods15.info/midcom-serveattachmentguid-1e55dfbb33f02fc5dfb11e5ac6fc777b4bb692d692d/motors6_ari_tammi.pdf

6. Oprea C., Dziechciarz A., Martis C. Comparative analysis of different synchronous reluctance motor topologies. *International Conference on Environment and Electrical Engineering. June 10-13, 2015, Rome, 2015*.

7. Matsuo T., Lipo T.A. Rotor Design Optimization of Synchronous Reluctance Machine. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 1994, vol. 9, no. 2, pp. 359-365.

8. Bianchi N., Bolognani S., Bon D., Dai Pre M. Rotor Flux-Barrier Design for Torque Ripple Reduction in Synchronous Reluctance and PM-Assisted Synchronous Reluctance Motors. *IEEE Trans. on Ind. Appl.* 2009, vol. 45, iss. 3, pp. 921-928.

9. Boglietti A., Cavagnino A., Pastorelli M., Vagati A. Experimental comparison of induction and synchronous reluctance motors performance. *Conference Record of the 2005 Industry Applications Conference, Fortieth IAS Annual Meeting*, 2005, vol. 1, pp. 474-479.

10. Bomela X.B., Kamper M.J. Effect of Stator Chording and Rotor Skewing on Performance of Reluctance Synchronous Machine. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2002, vol. 38, no. 1, pp. 91-100.

11. Hofmann H., Sanders S.R. High-speed synchronous reluctance machine with minimized rotor loss. *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2000, vol. 36, no. 2, pp. 531-539.

12. Gel'ver F.A. Reaktivnaia elektricheskaia mashina s anizotropnoi magnitnoi provodimost'iu rotora [Reactive electrical machine with anisotropic magnetic conductivity of the rotor]. *Materialy konferentsii molodykh uchenykh i spetsialistov*. Saint Petersburg: Krylovskii gosudarstvennyi nauchnyi tsentr, 2014, pp. 25-34.

13. Dmitrievskii V.A., Prakht V.A., Kazakbaev V.M. [et al.]. Eksperimental'noe sravnenie asinkhronnogo i sinkhronnogo reaktivnogo elektrodvigatelyi [Experimental comparison of asynchronous and synchronous reactive electric motors]. *Elektroprivody peremennogo toka: materialy XVI Nauchno-tehnicheskoi konferentsii; Ekaterinburg, 5-9 October 2015*. Ekaterinburg, 2015, pp. 19-22.

14. Samoseiko V.F., Gel'ver F.A., Khomiak V.A. Sravnenie razlichnykh tipov reaktivnykh elektricheskikh mashin po energeticheskim pokazateliam [Comparison of various types of jet electric machines for energy performance]. *Trudy Krylovskogo gosudarstvennogo nauchnogo tsentra*. Saint Petersburg, 2015, no. 89(373), pp. 201-208.

15. Samoseiko V.F., Gel'ver F.A., Khomiak V.A., Khairov D.A. Sinkhronnye mashiny s anizotropnoi magnitnoi provodimost'iu rotora. Metodika proektirovaniia. Algoritmy upravleniia [Synchronous machines with

anisotropic magnetic conductivity of the rotor. Design methodology. Control Algorithms]. Saint Petersburg: Krylovskii gosudarstvennyi nauchnyi tsentr, 2016. 174 p.

16. Samoseiko V.F., Gel'ver F.A., Belousov I.V. Perspektivy ispol'zovaniia reaktivnykh elektricheskikh mashin v elektroprivode [Prospects for the use of jet electric machines in electric drive]. *Trudy 9-i Mezhdunarodnoi (10-i Vserossiiskoi) konferentsii po avtomatizirovannomu elektroprivodu AEP-2016; Perm', 3-7 October 2016 goda*. Perm, 2016, pp. 359-363.

17. Zakharov A.V. Perspektivy tekhnicheskogo primeneniia sinkhronnykh elektrodvigatelei s anizotropnoi magnitnoi provodimost'iu rotora [Prospects for the technical application of synchronous motors with anisotropic magnetic conductivity of the rotor]. *Sostoianie i perspektivy razvitiia elektrotekhnologii (XVIII Bernadosovskie chteniia): tezisy dokladov mezhdunarodnoi nauchno-tekhnicheskoi konferentsii*. Ivanovo, 2015, pp. 124-127.

18. Jorma Haataja. A comparative performance study of four-pole induction motors and synchronous reluctance motors in variable speed drives. Lappeenranta, 2003.

19. Moghaddam R.R. Synchronous Reluctance Machine (SynRM) Design. *KTH Electrical Engineering*. Stockholm, 2007.

20. Rajabi Moghaddam Reza. Synchronous Reluctance Machine (SynRM) Design. Stockholm, Norooz (new spring), 2007. P. 95.

21. Seyedmorteza Taghavi. Ph.D. Design of Synchronous Reluctance Machines for Automotive Applications. Concordia University, 2015. P. 177.

22. Kopylov I.P. Proektirovanie elektricheskikh mashin [Design of electrical machines]. Moscow: Energiia, 1980.

Сведения об авторах

Гельвер Фёдор Андреевич (Санкт-Петербург, Россия) – кандидат технических наук, начальник лаборатории филиала «ЦНИИ СЭТ» «Крыловский государственный научный центр» (196128, Санкт-Петербург, ул. Благодатная д. 6), доцент кафедры «Электропривод и электрооборудование береговых установок» Государственного университета морского и речного флота им. адмирала С.О. Макарова (198035, Санкт-Петербург, ул. Двинская, 5/7, e-mail: gelver@bk.ru).

Самосейко Вениамин Францевич (Санкт-Петербург, Россия) – доктор технических наук, профессор кафедры «Электропривод и электрооборудование береговых установок» Государственного университета морского и речного флота им. адмирала С.О. Макарова (198035, Санкт-Петербург, ул. Двинская, 5/7), ведущий инженер филиала «ЦНИИ СЭТ» «Крыловский государственный научный центр» (196128, Санкт-Петербург, ул. Благодатная д.6), e-mail: samoseyko@mail.ru).

About the authors

Gelver Fedor Andreevich (Saint Petersburg, Russian Federation) is a Ph.D., Head of the laboratory of the branch «TsNII SET» FGUP «Krylovskiy gosudarstvennyy nauchnyy tsentr» (196128, Saint Petersburg, 6, Blagodat-naya str.), Associate Professor "Electric drive and electrical equipment of shore installations," GUMRF them. Admiral Makarov (198035, Saint Petersburg, 5/7, Dvinskaya str., e-mail: gelver@bk.ru).

Samoseyko Veniamin Frantsevich (Saint Petersburg, Russian Federation) is a Doctor of Technical Sciences, Professor, Professor of the Department "Electric Drive and Electrical Equipment of Coastal Installations", GUMRF them. Admiral Makarov (Saint Petersburg, 5/7, Dvinskaya str.), leading engineer of the branch «TsNII SET» FGUP «Krylovskiy gosudarstvennyy nauchnyy tsentr» (196128, Saint Petersburg, 6, Blagodat-naya str., e-mail: samoseyko@mail.ru).

Получено 09.07.2018