

ЕЛЕКТРИЧНІ МАШИНИ ТА АПАРАТИ

УДК 621.313

МОДЕЛЮВАННЯ ТОРЦЕВОГО ДУГОСТАТОРНОГО АСИНХРОННОГО ДВИГУНА З ДВОШАРОВИМ МАСИВНИМ ДИСКОВИМ РОТОРОМ

С.І. Гаврилюк, асп., **О.М. Карлов**, канд. техн. наук, **І.П. Кондратенко**, чл.-кор. НАН України, **Р.С. Кришук**, інж., **А.П. Ращепкін**, докт. техн. наук

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ, 03057, Україна
e-mail: kr@e-mail.ua

Поставлено задачу розробити метод для розрахунку торцевого дугостаторного асинхронного двигуна (ТДАД) з одним статором та двошаровим масивним дисковим ротором. Метод є розвитком теорії методів розрахунку ТДАД з двома статорами та дисковим масивним ротором між ними. Представлено обґрунтовану тривимірну квазістаціонарну математичну модель магнітного поля двигуна для циліндричної системи координат. Особливістю моделі є врахування радіального та азимутального струму статора й ротора, врахування неоднорідної за радіусом лінійної швидкості обертання. Наведено аналітичний розрахунок магнітного поля та моменту для заданого струмового навантаження, головних комплексних опорів власної та взаємної індуктивності для трифазного джерела живлення. Представлено методику розрахунку струмового навантаження при відомій трифазній напрузі. Показано параметри, енергетичні показники й механічні характеристики ТДАД для прямого приводу кульових барабанних млинів (КБМ) та антен радіолокаційних станцій (РЛС). Виконано порівняння результатів розрахунку ТДАД з двома статорами й одношаровим ротором та ТДАД з одним статором і двошаровим ротором. Представлено порівняння енергетичних показників двигуна дугостаторного та з замкненим статором. Досліджено залежність енергетичних показників від магнітної проникності феромагнітного шару двошарового ротора, вплив електропровідності феромагнітного шару ротора на енергетичні показники, залежність енергетичних показників від товщини немагнітного електропровідного шару ротора. Бібл. 12, рис. 7, табл. 3.

Ключові слова: торцевий двигун, аксіальний двигун, дугостаторний двигун, асинхронний двигун, масивний дисковий ротор, аналітичний метод розрахунку.

Вступ. Використання безредукторних електроприводів дає змогу позбутися ряду недоліків, що мають редуктори, а саме збільшити термін служби електроприводу та зробити його більш надійним та безвідмовним у роботі. На сьогодні актуальною задачею є розробка безредукторного електроприводу для кульових барабанних млинів теплових електростанцій [10, 12]. Також актуальним завданням є розробка безредукторних та безвідмовних електроприводів для обертання антен радіолокаційних станцій [2, 11].

У статтях [6–8] представлено методи розрахунку для торцевих дугостаторних асинхронних двигунів (ТДАД) з дисковим масивним електропровідним ротором між статорами. Представимо метод розрахунку ТДАД з одним статором та двошаровим дисковим ротором, що є продовженням теорії методів розрахунку ТДАД.

Метою роботи є розробка аналітичного методу для моделювання електромагнітного поля та енергетичних показників торцевого дугостаторного асинхронного двигуна (ТДАД) з двошаровим масивним дисковим ротором.

На рис. 1 у циліндричній системі координат (ρ, φ, z) представлено схему активної частини ТДАД з двошаровим масивним дисковим ротором, де позначенням 1 показано перший шар дискового масивного ротора, 2 – другий шар ротора, 3 – магнітопровід статора, 4 – місце розміщення струму пазів та лобових частин.

Відповідно до наведеної в [7] обґрунтованої розрахункової квазістаціонарної моделі двигуна введемо припущення, що довжина магнітопроводів статора 3 продовжена в азимута-

льному напрямку до повного кола при збереженні реального розміщення обмотки (тобто в моделі допущено, що магнітопровід статора займає коло 2π , а обмотка знаходиться лише на певному сегменті). Ширина магнітопроводу в математичній моделі збільшена до радіальних розмірів ротора. Магнітопроводи статорів вважаються з'єднаними між собою феромагнітними шунтами, які, як і магнітопроводи, прийняті ідеальними з нескінченною магнітною проникністю. Тобто розглядається нормальна до поверхні магнітопроводу складова індукції магнітного поля. Струмове навантаження пазів 4 у математичній моделі представлено у вигляді дельта-функцій Дірака на поверхні магнітопроводів посередині реального розміщення пазів (складова i_ρ струмового навантаження), а струмове навантаження лобових частин 5 – на самому краю магнітопроводу, де обмотка виходить з пазів (складова i_φ струмового навантаження).

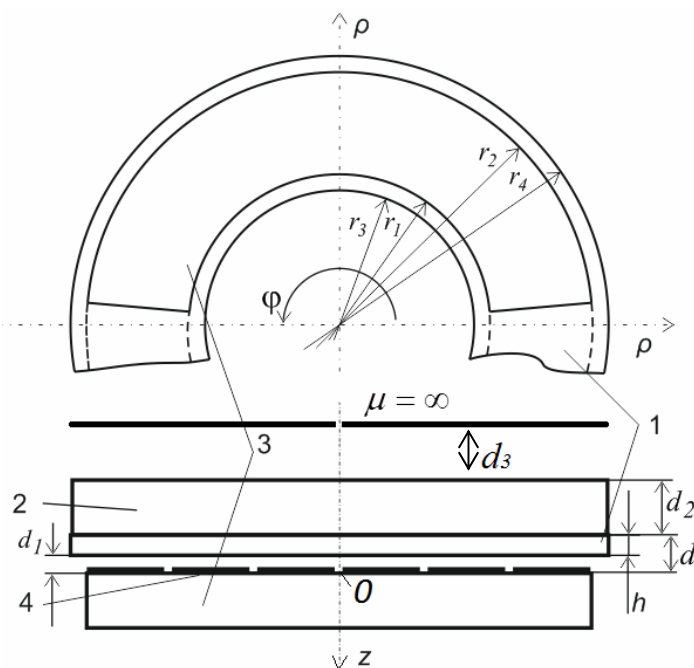


Рис. 1

Розрахункова область двигуна складається з повітряного проміжку d_1 , де на поверхні магнітопроводу без пазів розміщено струмове навантаження в місцях реального розміщення пазів, області першого шару масивного дискового ротора h , області другого шару ротора d_2 , повітряного простору d_3 , який далі межує з ідеальним магнітопроводом без пазів та без струмового навантаження.

Для розрахунку машини, яку представлено на рис. 1, приймається, що повітряний простір d_3 дуже великий, проте його можна задати будь-яким розміром. Якщо цей проміжок рівний нулю, то таким чином можемо розрахувати тришаровий дисковий ротор, в якому третій шар буде ідеальним магнітопроводом.

Виконуються такі граничні умови [4]: на поверхні магнітопроводу статора з обмоткою тангенціальні складові напруженості магнітного поля рівні струмовому навантаженню:

$$H_\rho = i_\varphi; \quad H_\varphi = -i_\rho, \quad (1)$$

на поверхні уявного магнітопроводу, що знаходиться за межами ротора в точці $z = -d - d_2 - d_3$, виконується

$$H_\rho = 0; \quad H_\varphi = 0. \quad (2)$$

На границях розділення середовищ виконуються рівність нормальної складової індукції та рівність тангенціальних складових напруженості магнітного поля. По азимутальній координаті в зазорі двигуна вибрані умови періодичності індукції магнітного поля:

$$B_z|_{\varphi=-\pi} = B_z|_{\varphi=\pi}; \quad \left. \frac{\partial B_z}{\partial z} \right|_{\varphi=-\pi} = \left. \frac{\partial B_z}{\partial z} \right|_{\varphi=\pi}. \quad (3)$$

Тут приймається умова, що струм не протікає між шарами дискового ротора і не враховується скін-ефект. Дослідження ТДАД з дисковим подвійним ротором у програмі Maxwell 3D методом скінченних елементів показали, що відсутність ізоляції між шарами дискового ротора не впливає на характеристику моменту.

Комплексне значення осьової складової амплітуди індукції магнітного поля B_z розрахункової області двигуна для квазістаціонарного режиму описується представленим у статті

[8] рівнянням магнітного поля в циліндричній системі координат:

$$\frac{\partial^2 B_z}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 B_z}{\partial \rho^2} + \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial^2 B_z}{\partial \varphi^2} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial B_z}{\partial \rho} = i\mu_r \mu_0 \sigma \omega B_z + \mu_r \mu_0 \sigma \frac{v_\varphi(\rho)}{\rho} \frac{\partial B_z}{\partial \varphi}, \quad (4)$$

де μ_r – відносна магнітна проникність ротора; μ_0 – магнітна постійна; σ – електрична провідність ротора; $\omega = 2\pi f$ – обертова частота; f – частота струму в мережі; $v_\varphi(\rho)$ – азимутальна складова лінійної швидкості обертання ротора, що залежить від радіуса,

$$v_\varphi(\rho) = v_s (1 - s), \quad v_s = 2f\varphi_\tau \rho,$$

$$\varphi_\tau = \frac{2\pi C_s}{p_1 + \beta} \text{ (двошарова обм.)}, \quad \varphi_\tau = \frac{2\pi C_s}{2p} \text{ (одношарова обм.)}, \quad (5)$$

де s – ковзання; v_s – швидкість обертання магнітного поля; $\tau(\rho)$ – полюсний крок; C_s – відносний коефіцієнт реального розміру дуги статора до повного кола; p_1 – кількість полюсів у верхньому шарі двошарової обмотки (рис. 2) [3, с.124]; p – кількість полюсів одношарової обмотки; β – відносний крок обмотки.

Використовуючи рівняння $\text{div} B = 0$, справедливе на поверхні магнітопроводу, а також враховуючи $\text{div} i = 0$, умови (1), (2) та відсутність осьової складової струму ($i_z = 0$), маємо граничну умову на поверхні правого статора

$$\frac{\partial B_z}{\partial z} = -\frac{\mu_0}{\rho} \frac{\partial i_\rho}{\partial \varphi} - \frac{\mu_0}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho} \left(\rho \frac{\partial}{\partial \rho} \left(\rho \int_{-\pi}^{\varphi} i_\rho d\varphi \right) \right), \quad (6)$$

яку зручно застосувати до рівняння (4).

При розв'язанні граничної задачі (4)...(6) застосуємо інтегральне перетворення Фур'є по змінній φ з ядром $e^{in\varphi}/2\pi$ [1, с. 419], де n – параметр перетворення Фур'є, й інтегральне перетворення з кінцевими межами по змінній ρ з ваговою функцією $r(\rho) = \rho$ та ядром $C_{n\eta}^{-1}(Y_n(\lambda_{n\eta} r_4) J_n(\lambda_{n\eta} \rho) - J_n(\lambda_{n\eta} r_4) Y_n(\lambda_{n\eta} \rho))$ [8, с. 641], де $J_n(\cdot)$ та $Y_n(\cdot)$ – функції Бесселя відповідно першого та другого роду:

$$C_{n\eta} = \frac{2(J_n^2(\lambda_{n\eta} r_3) - J_n^2(\lambda_{n\eta} r_4))}{\pi^2 \lambda_{n\eta}^2 J_n^2(\lambda_{n\eta} r_3)}. \quad (7)$$

Для знаходження числа $\lambda_{n\eta}$ розв'яжемо рівняння

$$J_n(\lambda_{m\eta} r_3) Y_n(\lambda_{m\eta} r_4) - Y_n(\lambda_{m\eta} r_3) J_n(\lambda_{m\eta} r_4) = 0. \quad (8)$$

Тут η – порядковий номер невід'ємного кореня рівняння (8) для кожного параметра n .

Після інтегральних перетворень рівняння (4) для комплексної амплітуди індукції магнітного поля в немагнітному проміжку набуває вигляду [6]

$$\frac{\partial^2 \tilde{B}_z}{\partial z^2} + \gamma_{m\eta}^2 \tilde{B}_z = 0, \quad (9)$$

і відповідно гранична умова (6) на поверхні магнітопроводу статора

$$\frac{\partial \tilde{B}_z}{\partial z} = \tilde{f} = -\frac{\mu_0 \lambda_{m\eta}^2 \bar{i}_{\rho 1}}{2in\pi C_{m\eta}} \int_0^{r_3} (Y_n(\lambda_{m\eta} r_4) J_n(\lambda_{m\eta} \rho) - J_n(\lambda_{m\eta} r_4) Y_n(\lambda_{m\eta} \rho)) \rho d\rho, \quad (10)$$

де $\bar{i}_{\rho 1}$ – перетворене по φ струмове навантаження, яке записується з [8, 7] таким чином:

$$\bar{i}_{\rho 1} = I_A w_A K_A + I_B w_B K_B - I_C w_C K_C. \quad (11)$$

Тут обмотковий коефіцієнт двошарової обмотки з напівзаповненими крайніми пазами [8]

$$K_j = -2e^{in\left(\varphi_j - \frac{\varphi_\tau}{2} + \frac{\varphi_\tau}{2m}\right) + \frac{i p_1 \pi}{2}} \sin\left(\frac{n\beta\varphi_\tau}{2}\right) \frac{\sin(n\varphi_\tau/2m)}{q \sin(n\varphi_\tau/2mq)} \frac{\sin(p_1(n\varphi_\tau + \pi)/2)}{p_1 \cos(n\varphi_\tau/2)}, \quad (12)$$

де j пробігає значення A, B, C . Для одношарової компенсованої обмотки [7]

$$K_1 = e^{-inp\varphi_\tau} (1 - e^{in\varphi_\tau}) \frac{1}{qp} \sum_{k=1}^q e^{in\frac{2k-1}{2mq}\varphi_\tau} \sum_{s=1}^p e^{2in(s-1)\varphi_\tau},$$

$$\text{де } K_A = K_1 e^{in\varphi_A}; K_B = K_1 e^{in\varphi_B}; K_C = K_1 e^{in\varphi_C} - \frac{2 \sin(np\varphi_\tau)}{ip}.$$

Тут j пробігає значення A, B, C . $I_{A(B,C)}$ – комплексні значення амплітуд струмів фаз A, B, C ; $w_{A(B,C)}$ – число витків у котушках обмотки відповідної фази одного статора,

$$w_{A(B,C)} = s_j \cdot q \cdot p_1, \quad (13)$$

де s_j – кількість витків у пазу для одного шару двошарової обмотки (рис. 2); q – число пазів

на полюс і фазу; $\varphi_{A(B,C)}$ – азимутальний кут фази $A(B,C)$, $\varphi_A = 0$, $\varphi_B = \varphi_A + \frac{2\varphi_\tau}{m}$,

$\varphi_C = \varphi_A + \frac{\varphi_\tau}{m}$ – кути просторового зміщення фаз; m – кількість фаз. Параметр $\gamma_{n\eta}$ набуває

вигляду для повітряного проміжку d_1 , для першого шару ротора h та другого шару ротора d_2 і для повітряного простору за ротором d_3 відповідно має такий вигляд:

$$\gamma_1 = \lambda_{n\eta} \text{ (оскільки } \sigma = 0 \text{);} \quad (14)$$

$$\gamma_2 = \sqrt{\lambda_{n\eta}^2 + i\mu_{r1}\mu_0\sigma_1\omega \left(1 - \frac{2nC_s(1-s)}{p_1 + \beta}\right)}, \quad (15)$$

$$\gamma_3 = \sqrt{\lambda_{n\eta}^2 + i\mu_{r2}\mu_0\sigma_2\omega \left(1 - \frac{2nC_s(1-s)}{p_1 + \beta}\right)}. \quad (16)$$

$$\gamma_4 = \lambda_{n\eta}, \quad (17)$$

$$d = d_1 + h, \quad d_r = d_h + d_2, \quad d_k = d_r + d_3,$$

де σ_1 та σ_2 – відповідно електропровідність першого шару та другого шару ротора, μ_{r1} і μ_{r2} – відповідно відносна магнітна проникність (відносно μ_0) для першого та другого шару ротора. Розв'язок індукції магнітного поля (9) виконується для кожного середовища (повітря, перший та другий шар ротора, повітря) розрахункової області відповідно [5]:

$$\tilde{B}_z|_{d_1} = C_1 e^{\gamma_1 z} + C_2 e^{-\gamma_1 z}; \quad (18)$$

$$\tilde{B}_z|_h = C_3 e^{\gamma_2 z} + C_4 e^{-\gamma_2 z}; \quad (19)$$

$$\tilde{B}_z|_{d_2} = C_5 e^{\gamma_3 z} + C_6 e^{-\gamma_3 z}; \quad (20)$$

$$\tilde{B}_z|_{d_3} = C_7 e^{\gamma_4 z} + C_8 e^{-\gamma_4 z}, \quad (21)$$

де $C_1 \dots C_8$ – постійні інтегрування, які знаходяться з граничних умов. Для цього складається система із восьми рівнянь, в якій невідомими є $C_1 \dots C_8$:

$$C_1 e^{-\gamma_1 d_1} + C_2 e^{\gamma_1 d_1} = C_3 e^{-\gamma_2 d_1} + C_4 e^{\gamma_2 d_1}, \quad (22)$$

$$\mu_{r1} \gamma_1 C_1 e^{-\gamma_1 d_1} - \mu_{r1} \gamma_1 C_2 e^{\gamma_1 d_1} = \gamma_2 C_3 e^{-\gamma_2 d_1} - \gamma_2 C_4 e^{\gamma_2 d_1}, \quad (23)$$

$$C_3 e^{-\gamma_2 d_h} + C_4 e^{\gamma_2 d_h} = C_5 e^{-\gamma_3 d_h} + C_6 e^{\gamma_3 d_h}, \quad (24)$$

$$\mu_{r2} \gamma_2 C_3 e^{-\gamma_2 d_h} - \mu_{r2} \gamma_2 C_4 e^{\gamma_2 d_h} = \mu_{r1} \gamma_3 C_5 e^{-\gamma_3 d_h} - \mu_{r1} \gamma_3 C_6 e^{\gamma_3 d_h}, \quad (25)$$

$$C_5 e^{-\gamma_3 d_r} + C_6 e^{\gamma_3 d_r} = C_7 e^{-\gamma_4 d_r} + C_8 e^{\gamma_4 d_r}, \quad (26)$$

$$\gamma_3 C_5 e^{-\gamma_3 d_r} - \gamma_3 C_6 e^{\gamma_3 d_r} = \mu_{r2} \gamma_2 C_7 e^{-\gamma_2 d_r} - \mu_{r2} \gamma_2 C_8 e^{\gamma_2 d_r} \quad (27)$$

$$\tilde{f} = \gamma_1 C_1 - \gamma_1 C_2, \quad 0 = \gamma_4 C_7 e^{-\gamma_4 z} - \gamma_4 C_8 e^{\gamma_4 z}. \quad (28)$$

Для розрахунку енергетичних показників двигуна використовується вираз перетвореної індукції магнітного поля (18) при $z = 0$, оскільки перетворення електричної енергії в механічну здійснюється в немагнітному проміжку між статором та ротором. Тому вистачить для використання лише коефіцієнтів C_1 і C_2 , для знаходження яких попередньо аналітичним методом розв'язується система (22)...(28). Для розрахунку дійсного (не перетвореного) значення усередненого за часом комплексного значення осьової складової індукції магнітного поля B_z до виразу (18) індукції \tilde{B}_z застосовується обернене до інтегральних перетворення:

$$B_z = \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} \tilde{B}_z e^{-in\varphi} \left(Y_n(\lambda_{m\eta} r_4) J_n(\lambda_{m\eta} \rho) - J_n(\lambda_{m\eta} r_4) Y_n(\lambda_{m\eta} \rho) \right). \quad (29)$$

Представимо опір власної та взаємної індуктивності фаз за такими виразами [7]:

$$X_{AA} = - \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} K_A W_A^2 K_A P_y; \quad X_{AB} = - \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} K_A W_A W_B K_B P_y; \quad X_{AC} = \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} K_A W_A W_C K_C P_y; \quad (30)$$

$$X_{BA} = - \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} K_B W_B W_A K_A P_y; \quad X_{BB} = - \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} K_B W_B^2 K_B P_y; \quad X_{BC} = \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} K_B W_B W_C K_C P_y; \quad (31)$$

$$X_{CA} = \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} K_C W_C W_A K_A P_y; \quad X_{CB} = \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} K_C W_C W_B K_B P_y; \quad X_{CC} = - \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} K_C W_C^2 K_C P_y, \quad (32)$$

де введено позначення

$$P_y = - \frac{\omega}{n} \left(\tilde{B}_z / \tilde{i}_{\rho 1} \right) \int_{r_1}^{r_2} \left(Y_n(\lambda_{m\eta} r_4) J_n(\lambda_{m\eta} \rho) - J_n(\lambda_{m\eta} r_4) Y_n(\lambda_{m\eta} \rho) \right) \rho d\rho, \quad (33)$$

(...) – комплексно спряжена величина. Тоді зв'язок фазних напруг на фазних обмотках та параметрів двигуна записується системою рівнянь:

$$U_A = I_A (z_{1A} + z_{AA}) + I_B z_{AB} + I_C z_{AC}; \quad (34)$$

$$U_B = I_A z_{BA} + I_B (z_{1B} + z_{BB}) + I_C z_{BC}; \quad (35)$$

$$U_C = I_A z_{CA} + I_B z_{CB} + I_C (z_{1C} + z_{CC}), \quad (36)$$

де z_{1A} , z_{1B} , z_{1C} – комплексні опори пазового та лобового розсіювання на кожен фазу, що визначаються відомими формулами розрахунку пазового та лобового розсіювання для різної форми пазів із підручників проектування електричних машин. З системи рівнянь (34)...(36) розраховується струм, коли задана напруга, за такими системами рівнянь:

$$\begin{cases} U_B - U_A = u_{AB}, \\ U_C - U_B = u_{BC}, \\ I_A + I_B + I_C = 0, \end{cases} \quad \begin{cases} U_A = u_A, \\ U_B = u_B, \\ U_C = u_C, \end{cases} \quad \begin{cases} U_A = u_{AB}, \\ U_B = u_{BC}, \\ U_C = u_{CA}, \end{cases} \quad (37)$$

відповідно для схеми включення двигуна до мережі живлення «зірка», «зірка з нулем» та «трикутник». U_A , U_B , U_C підставляються з (34)...(36), u_{AB} , u_{BC} , u_{CA} – задане комплексне, амплітудне значення фазної напруги, наприклад: для напруги 220 В фази В $u_B = 220\sqrt{2}e^{-i\frac{2}{3}\pi}$ В, u_A , u_B , u_C – задане комплексне, амплітудне значення лінійної напруги. Тоді для прикладу запишемо $u_B = 380\sqrt{2}e^{-i\frac{2}{3}\pi}$ В.

Використовуючи добуток оберненого перетворення індукції (29), дискретного перетворення спряженого струму $\tilde{i}_{\rho 1}^*$ (11) та радіус ρ , отримуємо формулу для моменту

$$M = \frac{1}{2} \operatorname{Re} \left[\sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} \int_{r_1}^{r_2} \rho \left(Y_n(\lambda_{n\eta} r_4) J_n(\lambda_{n\eta} \rho) - J_n(\lambda_{n\eta} r_4) Y_n(\lambda_{n\eta} \rho) \right) \tilde{B}_z^* \bar{i}_{\rho 1}^* d\rho \right]. \quad (38)$$

Для розрахунку енергетичних показників ТДАД кульових барабанних млинів та ТДАД антен радіолокаційних станцій за розробленим методом було складено програму розрахунку в системі комп'ютерної алгебри Wolfram Mathematica. Програма складалась таким чином. Введення початкових даних (табл. 1), складання масиву з цілих чисел n ряду Фур'є функцією Table[...], які охоплюють 1-, 5-, 7-му гармоніки ($n = -8p/C_s, \dots, -1, 1, \dots, 8p/C_s$). $n = 0$ визначає постійну складову індукції за наявності пульсуючого магнітного поля і тут вона не задається, оскільки при використанні компенсованих обмоток пульсуюче поле відсутнє в розрахунках. На практиці неможливо повністю позбутися пульсуючого поля в індукторах з розімкненим магнітопроводом [3]. Далі виконаємо розрахунок чисел $\lambda_{n\eta}$ кількістю η розв'язанням виразу (8), для чого в Mathematica необхідно користуватися функцією BesselJYZeros [...]. Потім задамо вирази обчислення обмотки та вирази для розрахунку постійних C_1 і C_2 , отримані попередньо аналітичним розрахунком, застосувавши функцію Solve[...] до системи (22)...(28). Тоді розраховуємо параметри (30)...(32), а також параметри z_{1A} , z_{1B} , z_{1C} для вибраної геометрії та розмірів пазів, для розрахунку яких, маючи подвійний масив даних (для кожного елемента масиву чисел n є свій масив з кількістю η елементів), використовувалась подвійна функція Total[Total[...]] як сума $\sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} (\dots)$ в (30)...(32), (29), (38), що здійснює підсумовування елементів подвійного масиву. Використовуючи функцію Solve[...], далі виконуємо розрахунок системи однієї з трьох систем рівнянь (37), щоб розрахувати амплітудні комплексні величини фазних струмів, а тоді виконаємо розрахунок електромагнітного моменту (38).

У табл. 1 представлено задані параметри для чотирьох варіантів двигунів: для кульового барабанного млина та антен радіолокаційних систем як для одностаторного ТДАД з двошаровим дисковим ротором (метод розрахунку вище), так і для двостаторного ТДАД з одношаровим дисковим ротором (метод у [7, 8]). Як видно, у двостаторного двигуна глибші пази, але менший немагнітний проміжок.

У двостаторному ТДАД між статорами діє магнітна сила притягування. Для двигуна кульових барабанних млинів (КБМ) вона сягає 1 МН. При цьому на немагнітний дисковий ротор діє сила в бік його розміщення посередині немагнітного проміжку. Якщо ж ТДАД з одним статором та феромагнітним матеріалом другого шару дискового ротора (рис. 1), то виникають аналогічні сили притягування між статором та ротором. Цю відмінність необхідно враховувати при виборі конструкції двигуна, оскільки при наявності магнітного матеріалу в роторі треба забезпечити жорсткість конструкції, щоб при зношенні вальниць ротор не прилип до статора. Використання ж двостаторного двигуна з немагнітним ротором не має такого недоліку, але в свою чергу вимагає надійного монтажу статорів, щоб протидіяти силам між ними.

Можливий третій варіант – використання двох статорів з тришаровим ротором між ними, в якому крайні шари є немагнітні, а середній – феромагнітний. Такий двигун можна отримати, якщо поєднати два двигуни, що представлені на рис. 1, шляхом створення спільного ротора. У такому разі на ротор буде діяти урівноважена сила від обох статорів, якщо буде забезпечуватись незмінний проміжок між статорами та симетричне розміщення ротора в ньому.

Результати розрахунку енергетичних показників представлено в табл. 2. Амплітудне значення індукції в повітряному проміжку для ТДАД КБМ не перевищує 0,4 Тл, для ТДАД антен РЛС – 0,6 Тл. Як видно, у двигуна меншої потужності значно менші коефіцієнти потуж-

Таблиця 1

Задані параметри	КБМ		РЛС		Означення параметрів
	Один статор, двошаровий ротор	Два статори, одношаровий ротор	Один статор, двошаровий ротор	Два статори, одношаровий ротор	
r_1	2,7		0,175		Менший радіус статора, м
r_2	3,5		0,240		Більший радіус статора, м
r_3	2,5		0,165		Менший радіус ротора, м
r_4	3,7		0,250		Більший радіус ротора, м
s	0,15		0,2		Ковзання
n_1	18,01		60		Швидкість ротора при заданих ковзанні й частоті, об/хв
s_A, s_B, s_C	6	3	155	100	Кількість витків у пазу
d_1	0,005	2 x 0,005	0,001	2 x 0,001	Товщина повітряного проміжку, м
h	0,005		0,0035		Товщина першого шару ротора, м
d_2	0,010	–	0,010	–	Товщина другого шару ротора, м
d_3	5	–	5	–	Немагнітний простір за межами ротора, м
$2p$	16		4		Кількість полюсів
C_s	0,5		0,2		Коефіцієнт розкриття статора відносно повного кола
f	5,65		12,5		Частота напруги живлення, Гц
q	4		1		Кількість пазів на полюс і фазу
m	3		3		Кількість фаз
U	1650		76		Лінійна напруга живлення, В
σ_1	$50 \cdot 10^6$		$50 \cdot 10^6$		Електропровідність першого шару ротора, См/м
σ_2	$10 \cdot 10^6$	–	$10 \cdot 10^6$	–	Електропровідність другого шару ротора, См/м
μ_{r1}	1		1		Відносна магнітна проникність першого шару ротора
μ_{r2}	1000	–	1000	–	Відносна магнітна проникність другого шару ротора
t_z	44		9,1		Величина зубця на меншому радіусі статора, мм
b_1	29		5,9		Ширина прямокутного пазу, мм
h_k	5		1		Товщина клинка, що закриває паз, мм
h_l	114	57	23,8	11,9	Глибина пазу, мм
σ_m	$50 \cdot 10^6$		$50 \cdot 10^6$		Електропровідність провідників, См/м
s_m	$245 \cdot 10^{-6}$	$230 \cdot 10^{-6}$	$2,5 \cdot 10^{-6}$	$2,0 \cdot 10^{-6}$	Переріз провідника, мм ²

ності та корисної дії. Пояснюється це меншою лінійною швидкістю. Тут проявилася квадратична обернено пропорційна залежність між лінійною швидкістю та електропровідністю дискового ротора при збереженні незмінними коефіцієнта корисної дії та коефіцієнта потужності. Найбільша електропровідність з доступних матеріалів є у міді, а її електропровідності недостатньо для забезпечення високих коефіцієнтів потужності й корисної дії ТДАД антен РЛС.

На рис. 2 показано залежність коефіцієнта корисної дії та коефіцієнта потужності від ковзання ТДАД з одним статором і масивним двошаровим ротором. Найбільше значення добутку цих коефіцієнтів спостерігається для КБМ при ковзанні $s = 0,1$, а для РЛС – $s = 0,4$. Для РЛС графіки більш пологі, а тому номінальний режим таких двигунів може бути в межах ковзання від 0,15 до 0,4. При ковзанні 0,4 коефіцієнт потужності зростає до позначки 0,4.

Таблиця 2

Розраховані параметри	КБМ		РЛС		Означення параметрів
	Один статор, двошаровий ротор	Два статори, одношаровий ротор	Один статор, двошаровий ротор	Два статори, одношаровий ротор	
M	$567 \cdot 10^3$	$631 \cdot 10^3$	14,55	12,73	Момент електромагнітний, Н·м
P_2	$1071 \cdot 10^3$	$1192 \cdot 10^3$	91	80	Корисна потужність, Вт
P_1	$1400 \cdot 10^3$	$1550 \cdot 10^3$	455	508	Потужність активна, Вт
I	686	418	11	9,8	Струм, А
η_k	0,76	0,76	0,20	0,16	Коефіцієнт корисної дії, у.о.
$\cos \varphi$	0,70	0,75	0,31	0,40	Коефіцієнт потужності, у.о.

На рис. 3, 4 представлено механічні характеристики – залежність моменту від ковзання, а також корисної потужності. На обох рисунках критичне значення моменту знаходиться за межами графіка – у режимі противмикання. Тому такі двигуни є високомоментними й добре підходять у тому устаткуванні, де необхідно прикласти значне зусилля, щоб зрушити з місця механізм.

Маючи графіки корисної потужності двигуна на рис. 3, 4, коефіцієнтів на рис. 2 та величину підведеної напруги зі швидкістю з табл. 1, можливо порахувати й інші енергетичні показники для будь-якого ковзання.

Встановлено, що другий шар ротора краще робити електропровідним. Як наведено в табл. 3, електропровідний феромагнітний матеріал покращує енергетичні показники порівняно з непровідним феромагнітним матеріалом другого шару ротора.

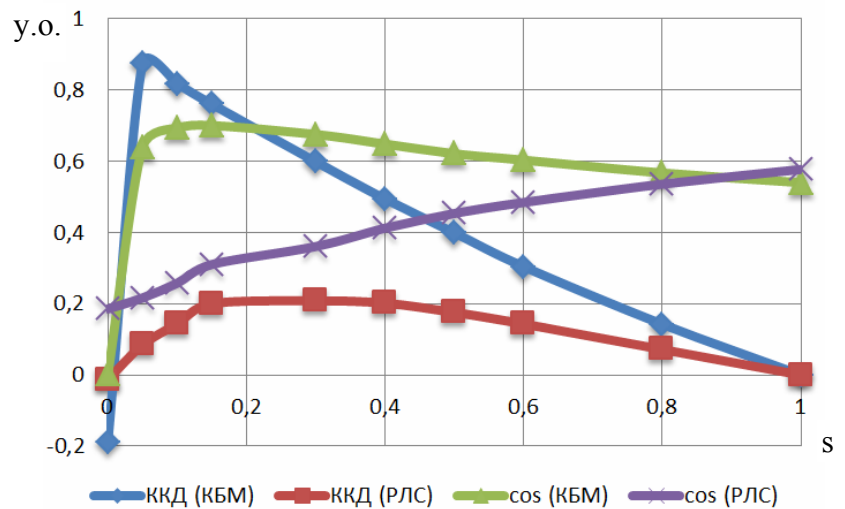


Рис. 2

Таблиця 3

Параметр	$\sigma_2 = 0$, См/м	$\sigma_2 = 10^7$, См/м
M , Н м	13,5	14,5
η_k , у.о.	0,19	0,2
$\cos \varphi$, у.о.	0,30	0,31

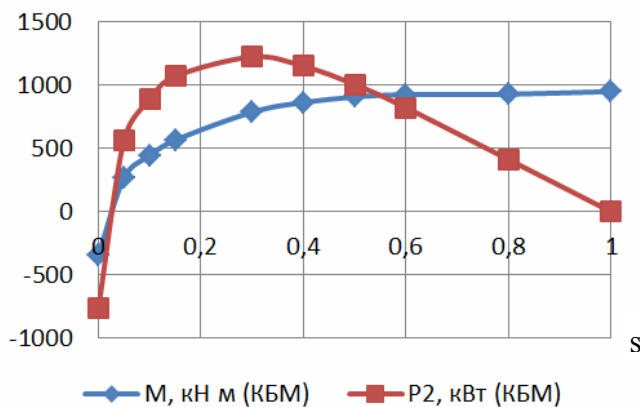


Рис. 3

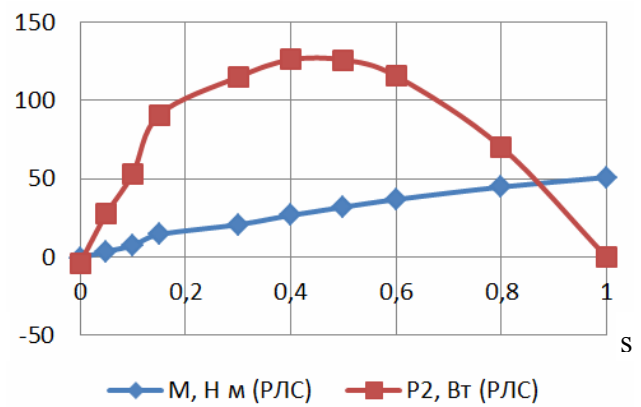


Рис. 4

У цій роботі проведено розрахунки для торцевого дугостаторного двигуна – ТДАД. Проте метод розрахунку дає змогу порахувати й замкнений двигун. Виконано розрахунок замкнених машин для даних табл. 1 з коефіцієнтом $C_s = 1$. При цьому лише продовжено дуговий статор на все коло, збільшуючи кількість полюсів. При порівнянні енергетичних показників замкненої машини з дугостаторною для двигуна ідеально, коли момент збільшиться у стільки ж разів, у скільки збільшиться коефіцієнт C_s . Проте спостерігаються відхилення в бік кращих показників замкненої машини. Так, для двигуна РЛС момент менший на 31 % від моменту при замкненому магнітопроводі статора, а для КБМ – на 14 %. Коефіцієнт корисної дії дугостаторної машини порівняно з замкненою менший на 35 % для РЛС та на 5 % для КБМ. Коефіцієнт потужності має відмінність у двигуна КБМ – на 5 %.

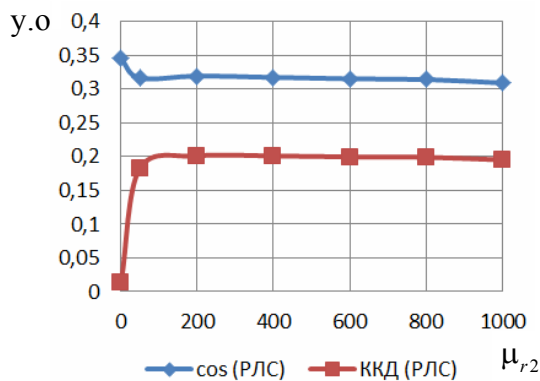


Рис. 5

Отже, чим менший коефіцієнт C_s , тим більше енергетичні показники відрізняються у менший бік порівняно з замкненою машиною. Але це не означає, що замкнена машина краща. Це різні двигуни й вони мають свої переваги, недоліки й місця застосування.

На рис. 5 представлена залежність коефіцієнтів потужності й корисної дії від відносної магнітної проникності μ_{r2} другого феромагнітного шару ротора при його товщині 10 мм (табл. 1). Значення відносної магнітної проникності має бути більшим від 100 для того, щоб магнітне поле не затухало.

На рис. 6 і 7 показано залежність коефіцієнтів потужності та корисної дії від товщини першого електропровідного немагнітного шару ротора. При збільшенні товщини електропровідного шару ротора збільшується також електропровідність його, а тому це призводить до зміщення критичного моменту механічної характеристики асинхронного двигуна в сторону синхронної швидкості. Тому номінальний момент буде зростати зі збільшенням товщини ротора. Також при збільшенні шару ротора збільшується немагнітний проміжок, що призводить до зниження коефіцієнта корисної дії. Отже, при виборі товщини електропровідного шару ротора необхідно одночасно забезпечити високий коефіцієнт корисної дії при найменшому немагнітному проміжку.

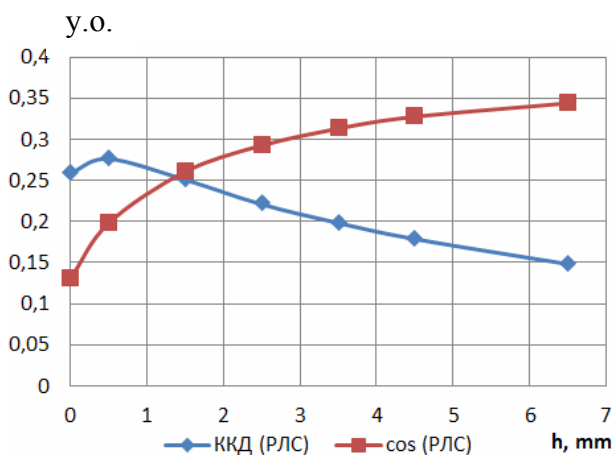


Рис. 6

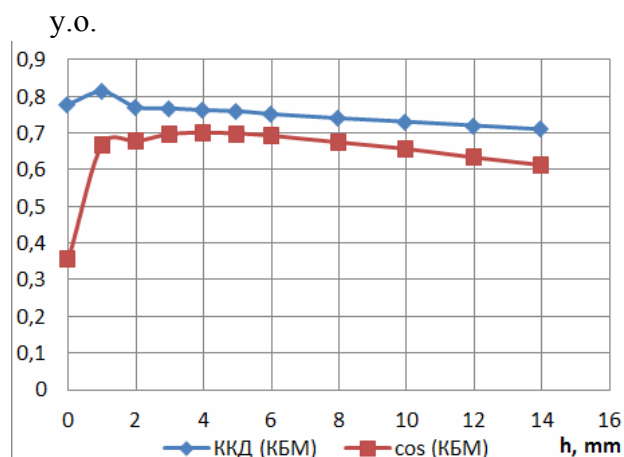


Рис. 7

Висновок. Представлено аналітичний метод для моделювання електромагнітного поля та енергетичних показників торцевих дугостаторних асинхронних двигунів (ТДАД) з дисковим масивним двошаровим ротором. Метод розрахунку дає змогу порахувати й замкнений двигун. Виконано розрахунок та аналіз енергетичних показників двох ТДАД – для кульових

барабанних млинів та для антен радіолокаційних станцій. Досліджено, що зменшення лінійної швидкості призводить до збільшення електропровідності дискового ротора. Тому в тихохідних ТДАД з невеликим моментом низькі коефіцієнт корисної дії та коефіцієнт потужності. ТДАД з дисковими роторами високомоментні й добре підходять у тому устаткуванні, де необхідно прикласти значне зусилля, щоб зрушити з місця обертовий механізм. Встановлено, що другий шар двошарового ротора краще робити електропровідним та з відносною магнітною проникністю не менше 100.

1. *Бронштейн И.Н., Семендяев К.А.* Справочник по математике для инженеров и учащихся вузов. – М.: Наука, 1986.
2. *Волков И.В., Стяжкин В.П., Милько Р.Э., Доманский Г.В.* Безредукторная электромеханическая система с дугостаторным электроприводом для радиолокационной станции // *Электротехнические и компьютерные системы.* – 2011. – № 3. – С. 248–252.
3. *Вольдек А.И.* Индукционные гидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом. – Л.: Энергия, 1970. – 272 с.
4. *Джексон Дж.* Классическая электродинамика; Пер. с англ. / Под ред. Э.Л. Бурштейна – М.: Мир, 1965. – 702 с.
5. *Камке Э.* Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям. – 6-е изд. – М.: Наука, 1971. – 703 с.
6. *Карлов О.М., Кондратенко І.П., Крищук Р.С., Ращепкін А.П.* Метод розрахунку торцевого дугостаторного асинхронного двигуна з урахуванням товщинного крайового ефекту // *Електромеханічні і енергозберігаючі системи.* – 2015. – Вип. 3(27). – С. 68–76.
7. *Карлов О.М., Кондратенко І.П., Крищук Р.С., Ращепкін А.П.* Метод розрахунку усередненого магнітного поля по висоті повітряного проміжку торцевого дугостаторного асинхронного двигуна // *Електромеханічні і енергозберігаючі системи.* – 2014. – № 3. – С. 68–76.
8. *Кондратенко І.П., Крищук Р.С., Ращепкін А.П.* Електромагнітні процеси в торцевій дугостаторній асинхронній машині з двошаровою обмоткою // *Техн. електродинаміка.* – 2015. – № 6. – С. 34–40.
9. *Кошляков Н.С., Глинер Э.Б., Смирнов М.М.* Уравнения в частных производных математической физики. – М.: Высш. шк., 1970. – 712 с.
10. *Півняк Г.Г.* Сучасний стан і перспективи подальшого розвитку електроприводів потужних барабанних млинів // *Проблеми автоматизованого електропривода. Теорія і практика // Вестник Хар. гос. политех. ун-та.* – 1998. – С. 24–27.
11. *Фридкин П.А.* Безредукторный дугостаторный электропривод. – М.: Энергия, 1970. – 138 с.
12. *Стяжкин В.П., Гаврилюк С.І.* Автоматизована система керування безредукторними електроприводами навігаційної суднової РЛС // *Електроніка та зв'язок.* – 2016. – № 4(93). – С. 20–23.

УДК 621.313

С.І. Гаврилюк, асп., **О.М. Карлов**, канд. техн. наук, **І.П. Кондратенко**, чл.-корр. НАН України, **Р.С. Крищук**, инж., **А.П. Ращепкин**, докт. техн. наук
 Інститут електродинаміки НАН України,
 пр. Перемоги, 56, Київ-57, 03680, Україна

Моделирование торцевого дугостаторного асинхронного двигателя с двухслойным массивным дисковым ротором

Поставлена задача разработать метод для расчета торцевого дугостаторного асинхронного двигателя (ТДАД) с одним статором и двухслойным массивным дисковым ротором. Метод является развитием теории разработок методов расчета ТДАД с двумя статорами и дисковым массивным ротором между ними. Представлено обоснованную трехмерную квазистационарную математическую модель магнитного поля двигателя для цилиндрической системы координат. Особенностью модели является учет радиального и азимутального тока статора и ротора, учета неоднородной по радиусу линейной скорости вращения. Приведено аналитический расчет магнитного поля и момента для заданной токовой нагрузки, главных комплексных сопротивлений собственной и взаимной индуктивности для трехфазного источника питания. Представлена методика расчета токовой нагрузки при известной трехфазной схеме напряжения. Показаны параметры, энергетические показатели и механические характеристики ТДАД для прямого привода шаровых барабанных мельниц (ШБМ) и антенн радиолокационных станций (РЛС). Выполнено сравнение результатов расчета ТДАД с двумя статорами и однослойным ротором, а также ТДАД с одним статором и двухслойным ротором. Представлено сравнение энергетических показателей двигателя дугостаторного и с замкнутым статором. Исследована зависимость энергетических показателей от магнитной проницаемости ферромагнитного второго слоя двухслойного ротора, влияние электропроводности ферромагнитного слоя ротора на энергетические показатели, исследована зависимость энергетических показателей от толщины немагнитного электропроводящего слоя ротора. Библи. 12, рис. 7, табл. 3.

Ключевые слова: торцевой двигатель, аксиальный двигатель, дугостаторный двигатель, асинхронный двигатель, массивный дисковый ротор, аналитический метод расчета.

S. Gavryluk, A. Karlov, I. Kondratenko, R. Kryshchuk, A. Raschepkin
Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
Peremohy, 56, Kyiv-57, 03680, Ukraine

Modeling of the axial arc-stator induction motor with two-layer solid disk rotor

The article deals with the method for calculating the axial arc-stator induction motor (AAIM) with one stator and two-layer massive rotor disc. The method is a development of the theory of methods for calculation AAIM with two stators and massive disc rotor between them. This article describes a reasonable three-dimensional mathematical model of the quasi-stationary magnetic field motor for the cylindrical coordinate system. A feature of the model is the consideration of radial and azimuthal current stator and rotor, taking into account non-uniform along the radius the linear speed. It gives the analysis of the calculation of the magnetic field and torque for a given current load. Presented the main complex own resistance and the mutual inductance of the three-phase power supply. The article gives a method for calculating the load current at a known voltage three-phase circuit. It shows the parameters of energy performance and mechanical characteristics AAIM for direct drive drum ball mills and antennas for radar. This article gives a comparison of AAIM with two stators and rotor between them, AAIM with one stator and the two-layer rotor. The impact on energy performance arc-stator and closed stator is given here. The paper gives valuable information about the effect of the magnetic permeability of the ferromagnetic layer of the rotor, the effect of the electrical conductivity of the ferromagnetic layer of the rotor on the energy performance. It also examines the influence of the thickness of non-magnetic electrically conductive layer on the rotor energy performance. References 12, figures 7, tables 3.

Key words: axial arc-stator motor, induction motor, solid disc rotor, analytical method.

Надійшла 14.11.2016

Received 14.11.2016

УДК 621.314 + 621.3.042.1

ГЕОМЕТРИЧЕСКАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ СИЛОВОГО ТРАНСФОРМАТОРА ИМПУЛЬСНОГО ИСТОЧНИКА ЭЛЕКТРОПИТАНИЯ

В.В. Мартынов, канд. техн. наук, **Б.Б. Лебедев**, вед. инж.

Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев-57, 03680, Украина
e-mail: mart_v@ied.org.ua

Описан метод улучшения удельных показателей трансформатора с распределённым магнитопроводом (ТРМ). Задачей является оптимизация геометрии магнитопровода, составленного из стандартных сердечников. Её решение включает в себя аффинные преобразования геометрий ряда виртуальных ТРМ, которые имеют разную высоту, до достижения равенства мощностей по критерию равенства произведений геометрических площадей окна и сечения стержня их магнитопроводов. Затем из этого ряда выбирается оптимальный трансформатор по критерию совпадения экстремумов объёма и массы. На примере разновысоких трансформаторов равной мощности одинаковой конструкции на стандартных сердечниках из феррита показано, что в сравнении с трансформатором на единичном сердечнике в ТРМ можно повысить удельную мощность при снижении массы. Библ. 8, рис. 5, табл. 4.

Ключевые слова: аффинные преобразования, геометрическая оптимизация, импульсный преобразователь, магнитопровод, сердечник, трансформатор, ферромагнитная система.

В современном электротехническом оборудовании широко применяются статические электромагнитные устройства – трансформаторы. Конструктивно трансформатор состоит из нескольких обмоток, расположенных на сердечнике из ферромагнитного материала. Существует достаточно большое разнообразие геометрических форм сердечников электромагнитной системы трансформатора. Теоретическими и экспериментальными исследованиями установлено наличие тесной связи между технико-экономическими показателями трансформатора и геометрией его сердечника.