

МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ ПО УСЕРЕДНЕНОМУ МАГНІТНОМУ ПОЛЮ ЕНЕРГЕТИЧНИХ ПОКАЗНИКІВ ДИСКОВОГО ТОРЦЕВОГО ДУГОСТАТОРНОГО АСИНХРОННОГО ДВИГУНА З НЕКОМПЕНСОВАНОЮ ОБМОТКОЮ

А.П.Ращепкін, докт.техн.наук, О.М.Карлов, канд.техн.наук, Р.С.Крищук

Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ-57, 03680, Україна,

e-mail: kr@e-mail.ua

Запропоновано методику розрахунку енергетичних показників для торцевого дугостаторного асинхронного двигуна (ТДАД) з дисковим неферомагнітним ротором як безредукторним електроприводом. Отримано формули для проведення розрахунку опорів взаємодукції та власного опору обмоток. Методика розрахунку включає визначення фазних струмів та енергетичних показників ТДАД при заданій величині напруги живлення трифазного джерела. Розраховані струми також необхідні для отримання дійсного розподілу електромагнітного поля в зазорі електричної машини. За основу методики взято розроблений раніше аналітичний метод розрахунку усередненого магнітного поля в немагнітному зазорі ТДАД. Бібл. 11, рис. 2, табл. 1.

Ключові слова: торцевий дугостаторний асинхронний двигун, енергетичні показники.

Вступ. Застосування безредукторного електропривода для промислового устаткування набуває все більшого поширення. Зокрема безредукторний дугостаторний електропривод вже давно почали застосовувати для потужних барабанних млинів. Так як розміри діаметра барабану млина досягають чотирьох метрів, а необхідна потужність приводу до 3 МВт, то це викликає відомі труднощі при розробці безредукторного приводу [8].

На теплових електростанціях (ТЕС) використовуються кульові барабанні млини з електроприводом до 2,5 МВт на зубчастій передачі (зубчаста пара вал-вінець), які здійснюють сухе подрібнення вугілля перед постачанням його до камери згоряння [5, 10].

У даній статті представлено методику розрахунку енергетичних показників торцевого дугостаторного асинхронного двигуна (ТДАД) з дисковим електропровідним неферомагнітним ротором (рис. 1). Передбачається, що конструкція ТДАД має властивості, які необхідні для того, щоб позбутися головних недоліків існуючого електропривода кульових барабанних млинів. До таких недоліків належать недовговічність та висока вартість заміни зубчатого вінця й ведучого валу електропривода кульових барабанних млинів, одностороннє магнітне притягування статора до ротора в безредукторних дугостаторних електроприводах [11] та висока вартість встановлення безредукторного кільцевого приводу з частотними перетворювачами [8].

На рис. 1 показано активну частину ТДАД. Двигун є торцевим, дуго-статорним (магнітопроводи розімкнені) з двома статорами 2. У зазорі між статорами знаходиться електропровідний неферомагнітний дисковий ротор 1, що кріпиться на корпусі барабану млина 5. Кількість статорів та роторів на корпусі млина можна збільшити. Лінійне струмове навантаження показано у вигляді δ -функції Дірака і позначено штриховими лініями (3 – струм в пазах). На рисунку машину представлено двополусною, трифазною, з одним зубцем на полюс і фазу. Струми лобових частин обмоток зосереджуються на ребрах дугоподібних статорів реальної ширини, які обернені одне до одного. Положенням 4 показано порядок слідування фазних зон обмотки.

Аналіз електромагнітних процесів ТДАД розглянуто в [4], де представлено аналітичний метод розрахунку, що дозволяє знайти розподіл індукції магнітного поля, усередненого по висоті немагнітного проміжку, при заданих значеннях конструктивних розмірів, числа витків і величини струму в обмотці.

Електромагнітні процеси в ТДАД аналізуються з урахуванням поперечного та поздовжнього крайових ефектів і зводяться до розв'язання рівняння для

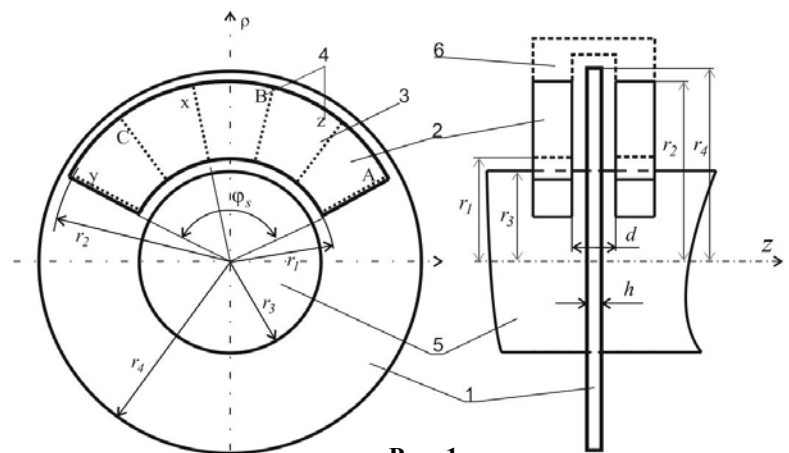


Рис. 1

індукції магнітного поля з граничними умовами періодичності по координаті φ і однорідними граничними умовами Діріхле ($B_z = 0$) при радіусі $\rho = r_3$ і $\rho = r_4$ за умови встановлення феромагнітних шунтів між ярами статорів b (рис. 1). По висоті немагнітного проміжку виконується усереднення шуканого магнітного поля.

Мета роботи полягає в розробці методики для визначення енергетичних показників ТДАД з неферомагнітним дисковим ротором і некомпенсованою трифазною обмоткою статора на основі метода розрахунку усередненого по висоті немагнітного проміжку магнітного поля.

Застосовуючи дискретне перетворення Фур'є по координаті φ з ядром $e^{in\varphi}/2\pi$, отримано перетворене значення індукції

$$\hat{B}_z = \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} B_z e^{in\varphi} d\varphi, \quad (1)$$

де B_z – z -складова індукції магнітного поля, n – параметр перетворення Фур'є. Після застосування усереднення по висоті зазору

$$\bar{B}_z = \frac{1}{d} \int_{-d/2}^{d/2} \hat{B}_z dz, \quad (2)$$

де d – величина немагнітного проміжку (зазору) (рис. 1), рівняння магнітного поля зводиться до одномірного неоднорідного рівняння [4]

$$\frac{\partial^2 \bar{B}_z}{\partial \rho^2} - \frac{n^2}{\rho^2} \bar{B}_z + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{B}_z}{\partial \rho} - i\mu\sigma\omega \frac{h}{d} \left(1 - \frac{nC_s(1-s)}{p}\right) \bar{B}_z = -\frac{1}{d} \int_{-d/2}^{d/2} \frac{\partial^2 \hat{B}_z}{\partial z^2} dz. \quad (3)$$

Тут μ – магнітна проникність немагнітного проміжку, σ – питома електрична провідність, $\omega = 2\pi f$ – циклічна (кутова) частота, h – товщина дискового ротора (рис. 1), C_s – коефіцієнт заповнення дуги статора, який показує відношення кута дуги статора $\varphi_s = 2\pi\varphi_\tau$ (рис. 1) до величини повного кола ($C_s = \varphi_s/2\pi$), $\varphi_\tau = \pi C_s/p$, p – кількість пар полюсів, s – ковзання. Якщо статор займає все коло ротора, то $C_s = 1$.

На основі рішення рівняння (3) розподіл магнітного поля в зазорі описується формулою

$$\bar{B}_z(\rho) = J_n(\lambda\rho)A_1 + Y_n(\lambda\rho)A_2 + \frac{i\mu_0\hat{i}_A\lambda^2}{2nd} \left[J_n(\lambda\rho) \int_{r_3}^{\rho} \rho Y_n(\lambda\rho) \Theta_\rho d\rho - Y_n(\lambda\rho) \int_{r_3}^{\rho} \rho J_n(\lambda\rho) \Theta_\rho d\rho \right] + \frac{2i\mu_0 f(\rho)}{nd}, \quad (4)$$

де згідно з [4] $J_n(\cdot)$, $Y_n(\cdot)$ – відповідно функція Бесселя першого та другого роду, A_1 , A_2 – сталі інтегрування, μ_0 – магнітна постійна, $f(\rho) = \rho\hat{i}_\rho$, \hat{i}_ρ – перетворене по (1) значення лінійного струмового навантаження,

$$\lambda = \sqrt{-i\mu_0\sigma\omega h d^{-1}(1 - nC_s(1-s)p^{-1})}, \quad \hat{i}_\rho = N\Theta_\rho(2\pi\rho)^{-1}(I_A K_A + I_B K_B - I_C K_C),$$

$\hat{i}_{\rho_1} = N(I_A K_A + I_B K_B - I_C K_C)$, $I_{A(B,C)}$ – комплексне значення струму фази $A(B,C)$, $K_A = K_1 e^{in\varphi_A}$ – обмотковий коефіцієнт фази A , $K_B = K_1 e^{in\varphi_B}$, $K_C = K_1 e^{in\varphi_C}$, φ_A – початкова координата фази A , яка прийнята рівною нулю ($\varphi_A = 0$), $\varphi_B = \varphi_A + 2\varphi_\tau/m$, $\varphi_C = \varphi_A + \varphi_\tau/m$,

$$K_1 = e^{-in\varphi_\tau + in\frac{1}{2m}\varphi_\tau} (1 - e^{in\varphi_\tau}) \left[\frac{\sin(n\rho\varphi_\tau)}{p \sin(n\varphi_\tau)} \frac{\sin(n\varphi_\tau/2m)}{q \sin(n\varphi_\tau/2mq)} \right], \quad m - \text{кількість фаз обмотки } (m = 3), \quad N - \text{кількість витків фази } (N = wqp),$$

w – кількість елементарних провідників у пазі, q – кількість пазів на полюс-фазу, імпульсна функція $\Theta_\rho = [\Theta(\rho - r_1) - \Theta(\rho - r_2)]$, $\Theta(\cdot)$ – одинична узагальнена функція [2].

Повна потужність одного статора описується вектором Умова-Пойнтінга [3, 9]

$$S = 0,5 \int_{S_{nl}} [\vec{E} \times \vec{H}^*] dS, \quad (5)$$

де S_{nl} – внутрішня поверхня одного статора, \vec{E} – напруженість електричного поля, \vec{H}^* – спряжене значення напруженості магнітного поля. Для статора ТДАД, який розміщений в площині позитивного напрямку координати z ($z = d/2$), враховуючи граничні умови на поверхні $z = d/2$ розглянутого статора ($H_\rho = -i\varphi$, $H_\varphi = i_\rho$), вектор Умова-Пойнтінга запишеться з від'ємним знаком

$$S = -\frac{1}{2} \int_{r_3-p\varphi_\tau}^{r_4+p\varphi_\tau} \int \left(E_\rho i_\varphi^* + E_\varphi i_\rho^* \right) \rho d\varphi d\rho, \quad (6)$$

де E_ρ та E_φ – відповідно ρ та φ складова напруженості електричного поля, i_ρ^* та i_φ^* – спряжені значення ρ та φ складових лінійного струмового навантаження.

Із рівняння Максвелла $\text{rot}E = -dB/dt$ для z -складової ротора напруженості електричного поля, а також враховуючи, що $\partial B_z/\partial t = i\omega B_z$, визначення потужності після виконання диференціювання по частинах зводиться до наступного виразу:

$$S = -\frac{i\omega}{2} \int_{r_3-p\varphi_\tau}^{r_4+p\varphi_\tau} \int \left[\rho i_\rho^* \int_{-p\varphi_\tau}^{\varphi} B_z d\varphi \right] \rho d\varphi d\rho. \quad (7)$$

Обернене перетворення індукції (4) визначається формулою

$$B_z(\rho, \varphi) = \sum_{n=-\infty}^{+\infty} \widehat{B}_z e^{-in\varphi}. \quad (8)$$

Підставляючи (8) у вираз (7), отримаємо наступну залежність:

$$S = \frac{i\omega}{2} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \int_{r_3}^{r_4} \frac{\widehat{B}_z}{in} \rho^2 \int_{-\pi}^{\pi} i_\rho^* e^{-in\varphi} d\varphi d\rho, \quad (9)$$

де в інтегралі по азимутальній координаті вибрано межі інтегрування від $-\pi$ до π , оскільки струм задано фінітною функцією з носієм в області $(-p\varphi_\tau, p\varphi_\tau)$, де $(-p\varphi_\tau)$ та $p\varphi_\tau$ – відповідно координати розміщення початку та кінця обмотки дугового статора (рис. 1). Інтеграл $\int_{-\pi}^{\pi} i_\rho^* e^{-in\varphi} d\varphi$ представ-

ляє собою дискретне перетворення Фур'є (1), яке відповідає спряженому значенню перетвореного лінійного струмового навантаження

$$\int_{-\pi}^{\pi} i_\rho^* e^{-in\varphi} d\varphi = \hat{i}_{\rho 1}^* \frac{\Theta}{\rho}. \quad (10)$$

Вводячи в (9) значення $\hat{i}_{\rho 1}^*$, кінцеву формулу для визначення потужності для лівого індуктора ТДАД (рис. 1) за вектором Умова-Пойнтінга запишемо наступним чином:

$$S = -\frac{i\omega}{2} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left(\frac{\hat{i}_{\rho 1}}{in} \right) \int_{r_1}^{r_2} \widehat{B}_z \rho d\rho. \quad (11)$$

Після визначення $\hat{i}_{\rho 1}$ (4) через фазні струми вираз (11) має наступний вигляд:

$$S = -\frac{i\omega I_A N}{2} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left(\frac{K_A}{in} \right) \int_{r_1}^{r_2} \widehat{B}_z \rho d\rho - \frac{i\omega I_B N}{2} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left(\frac{K_B}{in} \right) \int_{r_1}^{r_2} \widehat{B}_z \rho d\rho + \frac{i\omega I_C N}{2} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left(\frac{K_C}{in} \right) \int_{r_1}^{r_2} \widehat{B}_z \rho d\rho. \quad (12)$$

Винесемо в формулі (4) множник $\mu_0 \hat{i}_A / 2ind$, тоді рівняння індукції позначимо як \widehat{B}_{z1}

$$\widehat{B}_z(\rho) = \frac{\mu_0 \hat{i}_A}{2ind} \cdot \widehat{B}_{z1}(\rho) = \frac{\mu_0 \hat{i}_A}{2ind} \cdot \left[J_n(\lambda\rho) A_{11} + Y_n(\lambda\rho) A_{22} - \lambda^2 \left[J_n(\lambda\rho) \int_{r_3}^{\rho} \rho Y_n(\lambda\rho) \Theta_\rho d\rho - \right. \right. \\ \left. \left. - Y_n(\lambda\rho) \int_{r_3}^{\rho} \rho J_n(\lambda\rho) \Theta_\rho d\rho \right] - \frac{2}{\pi} \Theta_\rho \right], \quad (13)$$

$$\text{де } A_{11} = \lambda^2 \frac{\int_{r_1}^{r_2} \rho (J_n(\lambda r_4) Y_n(\lambda r_3) Y_n(\lambda\rho) - Y_n(\lambda r_4) Y_n(\lambda r_3) J_n(\lambda\rho)) d\rho}{[J_n(\lambda r_4) Y_n(\lambda r_3) - J_n(\lambda r_3) Y_n(\lambda r_4)]}, \quad (14)$$

$$A_{22} = \lambda^2 \frac{\int_{r_1}^{r_2} \rho (J_n(\lambda r_4) J_n(\lambda r_3) Y_n(\lambda \rho) - Y_n(\lambda r_4) J_n(\lambda r_3) J_n(\lambda \rho)) d\rho}{[Y_n(\lambda r_4) J_n(\lambda r_3) - Y_n(\lambda r_3) J_n(\lambda r_4)]}. \quad (15)$$

Відома формула для визначення потужності трифазного споживача через фазні амплітудні значення струмів і напруг записується у вигляді

$$S = \frac{1}{2} \left(U_A I_A^* + U_B I_B^* + U_C I_C^* \right). \quad (16)$$

Тоді із (12) і (16) фазні напруги без врахування власного опору фазних обмоток знаходяться наступним чином:

$$U_{Am} = -i\omega N \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left(\frac{K_A}{in} \right) \int_{r_1}^{r_2} \hat{B}_z \rho d\rho, \quad U_{Bm} = -i\omega N \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left(\frac{K_B}{in} \right) \int_{r_1}^{r_2} \hat{B}_z \rho d\rho, \quad U_{Cm} = i\omega N \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left(\frac{K_C}{in} \right) \int_{r_1}^{r_2} \hat{B}_z \rho d\rho, \quad (17)$$

де при розрахунках враховується, що для $n = 0$ множник $K_{A(B,C)}/in = -\varphi_\tau$.

Враховуючи (13) і (4), рівняння напруг (17) записуються наступним чином:

$$\begin{aligned} U_{Am} &= - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_A K_A I_A P_y - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_A K_B I_B P_y + \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_A K_C I_C P_y, \\ U_{Bm} &= - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_B K_A I_A P_y - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_B K_B I_B P_y + \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_B K_C I_C P_y, \\ U_{Cm} &= \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_C K_A I_A P_y + \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_C K_B I_B P_y - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_C K_C I_C P_y, \end{aligned} \quad (18)$$

де $P_y = \frac{i\omega N^2 \mu_0}{2dn^2} \int_{r_1}^{r_2} \hat{B}_{z1} \rho d\rho$. Тоді опори власної та взаємної індуктивності фаз визначаються за фор-

мулами

$$\begin{aligned} x_{AA} &= - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_A K_A P_y, & x_{AB} &= - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_A K_B P_y, & x_{AC} &= \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_A K_C P_y, \\ x_{BA} &= - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_B K_A P_y, & x_{BB} &= - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_B K_B P_y, & x_{BC} &= \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_B K_C P_y, \\ x_{CA} &= \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_C K_A P_y, & x_{CB} &= \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_C K_B P_y, & x_{CC} &= - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_C K_C P_y, \end{aligned} \quad (19)$$

де внаслідок оберненого ввімкнення фази C (рис. 1) опори x_{CA} , x_{CB} , x_{CC} мають відмінний від інших знак.

Комплексні опори фаз, обумовлені потоками через проміжок, визначаються формулами

$$z_{Am} = U_{Am}/I_A, \quad z_{Bm} = U_{Bm}/I_B, \quad z_{Cm} = U_{Cm}/I_C. \quad (20)$$

Для визначення власного опору фазних обмоток скористаємося рис. 1 та рис.

2. На рис. 1 показано виконання та розміри обмотки, а на другому – виконання пазу.

Для розрахунку опору при інших варіантах виконання пазів можна скористатися відомими формулами, що представлені в [7]. Активний опір фазних обмоток розраховується при допущенні, що довжини лобових частин обмотки в 1,5 рази перевищують полюсне ділення

$$R_1 = [2N(r_2 - r_1 + 0.75\varphi_\tau(r_1 + r_2))](\sigma_m s_m)^{-1}, \quad (21)$$

де σ_m – питома електропровідність міді, s_m – поперечний переріз провідників обмотки.

Реактивний власний опір фазних обмоток розраховується за формулою [7]

$$X_1 = 2\omega\mu_0 N^2 (pq)^{-1} (\lambda_n l + q\lambda_l l_n), \quad (22)$$

де $l = r_2 - r_1$, $\lambda_n = h_1/3b_1 + h_k/b_1$, $\lambda_l = 0,67 - 0,43\tau/l_n$, $\tau = 0,5\varphi_\tau(r_1 + r_2)$, $l_n = 0,75\varphi_\tau(r_1 + r_2)$.

Рівняння для визначення напруг через струм та опір

$$U_A = I_A(x_{AA} + z_{1A}) + I_B x_{AB} + I_C x_{AC}, \quad U_B = I_A x_{BA} + I_B(x_{BB} + z_{1B}) + I_C x_{BC}, \quad (23)$$

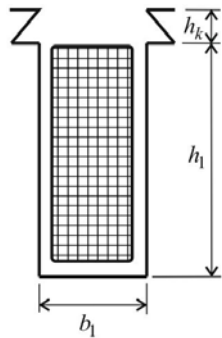


Рис. 2

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

де $z_{1A(B,C)}$ – власний опір фазних обмоток, що включає активний опір R_1 та індуктивний опір X_1 ($z_{1A} = z_{1B} = z_{1C} = z_1 = R_1 + iX_1$), обумовлений потоками розсіювання пазових й лобових частин обмоток.

Метод розрахунку магнітного поля за [4] передбачає задання фазних струмів, які в дійсності невідомі й більш того несиметричні, оскільки це характерно для електродвигуна з розімкненим магнітопроводом. Зазвичай джерелом живлення є трифазна напруга, яка в ідеальних умовах вважається симетричною, а опори взаємоіндукції для різних фаз такої машини відрізняються. Тому, знаючи опори взаємоіндукції, власні опори фазних обмоток та значення лінійних напруг живлення ТДАД (з використанням рівнянь (23)), визначаємо струми при різних схемах з'єднання обмоток: «зірка» з нульовим провідником (Y_N), «зірка» без нульового провідника (Y) та з'єднання у «трикутник» (Δ).

При з'єднанні обмотки індукторів у Y складається наступна система рівнянь, за допомогою якої при заданих амплітудних значеннях лінійних напруг та попередньо розрахованих опорів взаємоіндукції (19) знаходяться струми (I_A , I_B та I_C), що протікають у кожній фазі [6], із наступної системи рівнянь

$$U_B - U_A = u_{AB}, \quad U_C - U_B = u_{BC}, \quad I_A + I_B + I_C = 0, \quad (24)$$

де U_A , U_B та U_C визначаються залежностями (23); u_{AB} , u_{BC} , u_{CA} – задані амплітудні значення лінійної напруги мережі живлення.

При з'єднанні обмотки індукторів у Y_N (чотирипровідна система живлення) складається наступна система рівнянь:

$$U_A = u_A, \quad U_B = u_B, \quad U_C = u_C. \quad (25)$$

Тут u_A , u_B , u_C – задані амплітудні значення фазної напруги мережі живлення.

З'єднання обмотки в Δ вимагає складання системи рівнянь

$$U_A = u_{AB}, \quad U_B = u_{BC}, \quad U_C = u_{CA}. \quad (26)$$

Знайдені внаслідок розв'язання системи рівнянь (24), (25) або (26) струми потім використовуються при розрахунку енергетичних показників.

Споживана потужність ТДАД обчислюється за формулою

$$P_\Sigma = \text{Re}(S_A + S_B + S_C) = \text{Re}(S). \quad (27)$$

Тут $S_A = U_A I_A^*/2$, $S_B = U_B I_B^*/2$, $S_C = U_C I_C^*/2$.

Комплексні опори фаз $z_A = z_1 + z_{Am}$, $z_B = z_1 + z_{Bm}$, $z_C = z_1 + z_{Cm}$. (28)

Оскільки машина несиметрична, коефіцієнти потужності приймають різні значення для кожної фази і визначаються за такими формулами:

$$\cos \varphi_A = \text{Re}(z_A)/|z_A|, \quad \cos \varphi_B = \text{Re}(z_B)/|z_B|, \quad \cos \varphi_C = \text{Re}(z_C)/|z_C|, \quad \cos \varphi = P_\Sigma/|S|. \quad (29)$$

Момент для кожного статора ТДАД знаходиться інтегруванням добутку сили по площині $\varphi O \rho$ (рис. 1), що визначається як $i_\rho B_z$, на радіус ρ

$$M = \text{Re} \left[\frac{1}{2} \int_{-p\varphi_\tau}^{p\varphi_\tau} \int_{r_1}^{r_2^*} i_\rho B_z \rho \rho d\varphi d\rho \right], \quad (30)$$

де в інтегралі по азимутальній координаті замінимо межі інтегрування від $-\pi$ до π аналогічно (9).

Використовуючи обернене перетворення індукції (8) з урахуванням дискретного перетворення спряженого струму $\hat{i}_{\rho 1}^*$ (10), отримуємо наступну формулу для моменту:

$$M = \text{Re} \left[\frac{1}{2} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \hat{i}_{\rho 1}^* \int_{r_1}^{r_2^*} \rho \widehat{B}_z d\rho \right]. \quad (31)$$

Механічна активна потужність, коефіцієнт корисної дії та швидкість обертання ротора обчислюються за формулами

$$P_2 = M \omega(1-s)C_s/p, \quad \eta = P_2/P_\Sigma, \quad n_1 = 60f C_s(1-s)/p. \quad (32)$$

На основі знайдених струмів в залежності від схеми включення обмоток величина повної потужності двигуна S знаходиться за формулою (16).

За запропонованою методикою виконано розрахунок енергетичних показників ТДАД в залежності від ковзання при наступних вихідних даних для конструктивного виконання машини $p = 7$:

$$C_s = 1/2; f = 50 \text{ Гц}; r_1 = 2,2 \text{ м}; r_2 = 2,6 \text{ м}; r_3 = 2,0 \text{ м}; r_4 = 2,8 \text{ м}; d = 0,01 \text{ м}; h = 0,004 \text{ м}; w = 3; q = 3;$$

$\sigma = 1,3 \times 10^5 \text{ См/м}$ (таблиця). Як видно з результатів розрахунків ТДАД, при схемі з'єднання Y спостерігається значна несиметрія навантаження фаз. Фаза A є найбільш навантажена, фаза C – навпаки, навантажена мінімально, а фаза B віддає енергію в мережу. Така несиметрія пов'язана з пульсуючим магнітним полем, що характерно для лінійних машин з розімкненим магнітопроводом. Спостерігається високе значення реактивної потужності, що пояснюється застосуванням неферомагнітного матеріала ротора.

Параметр	Ковзання									
	0,2		0,4		0,6		0,8		1,0	
	Y	Y _N	Y	Y _N	Y	Y _N	Y	Y _N	Y	Y _N
I_A, A	32,3	56,0	32,2	56,5	32,2	57,3	32,4	58,4	32,8	59,7
I_B, A	31,1	56,3	30,6	56,7	30,3	57,4	30,0	58,4	29,9	59,7
I_C, A	12,4	96,9	12,6	97,8	12,8	99,1	13,0	100,9	13,5	103,3
$\cos \varphi_A$	0,63	0,99	0,66	0,99	0,68	0,98	0,70	0,97	0,72	0,95
$\cos \varphi_B$	-0,20	-0,99	-0,16	-0,99	-0,13	-0,97	-0,10	-0,96	-0,08	-0,94
$\cos \varphi_C$	0,24	0,09	0,31	0,16	0,38	0,22	0,45	0,28	0,51	0,33
$P_A, \text{ кВт}$	36,4	96,7	38,0	96,8	39,8	97,1	41,7	97,5	43,5	98,1
$P_B, \text{ кВт}$	-12,1	-97,0	-9,7	-96,7	-7,6	-96,6	-5,9	-96,7	-44,8	-97,0
$P_C, \text{ кВт}$	4,4	15,6	5,8	26,7	7,3	37,7	8,7	48,6	10,0	59,5
$P_\Sigma, \text{ кВт}$	28,8	15,3	34,2	26,8	39,5	38,1	44,4	49,4	49,1	60,6
$\text{Im}(S), \text{ кВАр}$	122,2	170,0	120,0	170,0	118,4	170,0	117,2	170,9	116,5	171,8
$M, \text{ Н}\cdot\text{м}$	-64	518	229	1025	503	1527	761	2025	1004	2518
$P_2, \text{ кВт}$	-1,2	9,3	3,1	13,8	4,5	13,7	3,4	9,1	0	0
η	-4,0	60	9,0	52	11,4	36	7,7	18	0	0

Розрахунок для схеми з'єднання трикутником – Δ не представлено в таблиці, оскільки його результати співпадають з результатами для схеми з'єднання Y_N , якщо на фазні обмотки ТДАД підвести однакову напругу. Тобто, якщо для схеми Y_N підводиться лінійна напруга u_L , то для схеми Δ потрібно підвести лінійну напругу в $\sqrt{3}$ раз меншу, тобто $u_L/\sqrt{3}$.

Для трипровідної схеми з'єднання Y при $s = 0,2$ (таблиця) отримано дані з від'ємними значеннями моменту та механічної потужності. Це означає, що двигун для такої схеми з'єднання працює з більшим значенням ковзання.

З використанням чотирипровідної схеми живлення при схемі з'єднання обмотки в Y_N спостерігається значне збільшення струму в фазах. Майже однакова потужність перетікає з фази A (споживає енергію) у фазу B (віддає енергію), тому сумарна активна потужність практично співпадає з потужністю фази C .

Висновок. Розроблено методику розрахунку енергетичних показників ТДАД з дисковим неферомагнітним ротором та з некомпенсованою трифазною обмоткою на основі усередненого магнітного поля по висоті зазору. Рівняння розподілу усередненого магнітного поля використовується в теоремі Умова-Пойнтінга, що дозволяє знайти формули для фазних напруг, які, у свою чергу, використовуються для визначення параметрів двигуна. Знаючи параметри та величину підведеної напруги живлення або величину струмового навантаження, методика дозволяє розрахувати енергетичні показники.

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

2. Гахов Ф.Д., Черский Ю.И. Уравнения типа свёртки. – М.: Наука, 1978. – 296 с.

3. Гольдштейн Л.Д., Зернов Н.В. Электромагнитные поля и волны. – М: Советское радио, 1971. – 662 с.
4. Карлов О.М., Кондратенко І.П., Кришук Р.С., Ращепкин А.П. Метод розрахунку усередненого магнітного поля по висоті повітряного проміжку торцевого дугостаторного асинхронного двигуна // Електромеханічні і енергозберігаючі системи. – 2014. – №3. – С. 68–76.
5. Кириченко В.І. Сучасний стан і шляхи розвитку подрібнювального устаткування та рудопідготовки // Збагачення корисних копалин. – 1998. – №1(42). – С. 100–104.
6. Кондратенко І.П., Ращепкин А.П. Энергетические характеристики многополюсных линейных индукционных машин с учетом конечной длины магнитопроводов // Технічна електродинаміка. – 2004. – №1. – С. 3–9.
7. Костенко М.П., Пиотровский Л.М. Электрические машины. Ч. 2. – Л.: Энергия, 1973. – 648 с.
8. Кришук Р.С., Ращепкин А.П. Обзор электроприводов кульовых барабанных млинів // Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України. – 2015. – Вип. 39. – С. 29–38.
9. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Теоретическая физика. Электродинамика сплошных сред. – М.: Наука, 1982. – 621 с.
10. Півняк Г.Г., Кириченко В.І. Сучасний стан і перспективи подальшого розвитку електроприводів потужних барабанных млинів / Вестник Харьковского государственного политехнического университета. Спец. выпуск "Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика". – 1998. – С. 24–27.
11. Фридкин П.А. Безредукторный дугостаторный электропривод. – М.: Энергия, 1970. – 138 с.

УДК 621.313

МЕТОДИКА РАСЧЕТА ПО УСРЕДНЕННОМУ МАГНИТНОМУ ПОЛЮ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ТОРЦЕВОГО ДУГОСТАТОРНОГО АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ С НЕКОМПЕНСИРОВАННОЙ ОБМОТКОЙ

А.П. Ращепкин, докт. техн. наук, А.Н. Карлов, канд. техн. наук, Р.С. Кришук

Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев-57, 03680, Украина.

e-mail: kr@e-mail.ua

Предложена методика расчета энергетических показателей для торцевого дугостаторного асинхронного двигателя (ТДАД) с дисковым неферромагнитным ротором, который предложен в качестве безредукторного электропривода. Получены формулы для проведения расчета сопротивлений взаимоиндукции и собственного сопротивления обмоток. Методика расчета включает определение фазных токов и энергетических показателей ТДАД при заданной величине напряжения питания трехфазного источника. Расчитанные токи также необходимы для получения действительного распределения электромагнитного поля в зазоре электрической машины. За основу методики взято разработанный ранее аналитический метод расчета усредненного магнитного поля в немагнитном зазоре ТДАД. Библ. 11, рис. 2, табл. 1.

Ключевые слова: торцевой дугостаторный двигатель, энергетические показатели.

METHODOLOGY FOR CALCULATING ACCORDING TO THE AVERAGED MAGNETIC FIELD THE ENERGY PARAMETERS OF THE AXIAL ARC-STATOR INDUCTION MOTOR WITH UNCOMPENSATED WINDING

A.Rashchepkin, O.Karlova, R.Kryshchuk

Institute of Electrodynamics the National Academy of Sciences of Ukraine,

Peremohy pr., 56, Kyiv-57, 03680, Ukraine.

e-mail: kr@e-mail.ua

Gearless electric drive is a topical for the powerful equipment industry, particularly for ball mills. In this paper the analytical method for calculating the energy performance for axial arc-stator induction motor (AAIM) with nonferromagnetic disc rotor is represented. The motor is presented as a gearless drive. Method of calculating the energy performance is based on a previously developed analytical method for calculating the average magnetic field in a nonmagnetic gap AAIM. It is shown that the formula for the calculation of mutual induction of resistance and own winding resistance were obtained. The method of calculation involves determining the energy parameters of AAIM from the desired value of three-phase voltage source. Calculated currents are needed to obtain the actual distribution of the electromagnetic field in the gap of the electrical machine. References 11, figures 2, table 1.

Keywords: the axial arc-stator motor, power parameters.

1. Voldek A.I. Induction magnetohydrodynamic machines with liquid working body. – Leningrad: Energiia, 1970. – 272 p. (Rus)
2. Gakhov F.D., Cherskii Yu.I. The equations of convolution type. – Moskva: Nauka, 1978. – 296 p. (Rus)
3. Goldshtein L.D., Zernov N.V. Electromagnetic fields and waves. – Moskva: Sovetskoe radio, 1971. – 662 p. (Rus)
4. Karlov O.M., Kondratenko I.P., Kryshchuk R.S., Rashchepkin A.P. Method for calculating the averaged over nonmagnetic gap magnetic flux density of the axial induction motor with disconnected magnetic conductor // Elektromekhanichni i Enerhozberihaiuchi systemy. – 2014. – No 3. – Pp. 68–76. (Ukr)
5. Kyrychenko V.I. Current status and the development of grinding equipment and ore preparation // Zbahachennia korysnykh kopalyn: Naukovo-tekhnychnyi Zbimyk. – 1998. – No 1(42). – Pp. 100–104. (Ukr)
6. Kondratenko I.P., Rashchepkin A.P. Power characteristics of multipole linear inductors considering final length of magnetic circuits // Tekhnichna Elektrodynamika. – 2004. – No 1. – Pp. 3–9. (Rus)
7. Kostenko M.P., Piotrovskii L.M. Electric machines. Part 1. – Leningrad: Energiia, 1973. – 648 p. (Rus)
8. Kryshchuk R.S., Rashchepkin A.P. Overview of electric ball mills // Pratsi Instytutu elektrodynamiky Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy. – 2014. – Vol. 39. – Pp. 29–38. (Ukr)
9. Landau L.D., Lifshits E.M. Theoretical physics. Electrodynamics of continuous media. – Moskva: Nauka, 1982. – 621 p. (Rus)
10. Pivniak G.G., Kyrychenko V.I. Current status and prospects for further development of powerful electric drum mills / Vestnik Kharkovskogo gosudarstvennogo politekhnicheskogo universiteta. Spetsialnyi vypusk "Problemy avtomatizirovannogo elektroprivoda. Teoriia i praktika". – 1998. – Pp. 24–27. (Ukr)
11. Fridkin P.A. Gearless arc-stator electric drive. – Moskva: Energiia, 1970. – 138 p. (Rus)

Надійшла 29.07.2014

Остаточний варіант 11.03.2015