

УДК 621.313

МЕТОД РОЗРАХУНКУ ПО УСЕРЕДНЕНОМУ МАГНІТНОМУ ПОЛЮ ЕНЕРГЕТИЧНИХ ПОКАЗНИКІВ ТОРЦЕВОГО ДУГОСТАТОРНОГО АСИНХРОННОГО ДВИГУНА З КОМПЕНСОВАНОЮ ОБМОТКОЮ

О.М. Карлов, канд. техн. наук, **І.П. Кондратенко**, чл.-кор. НАН України, **Р.С. Крищук**, асп., **А.П. Рашепкін**, докт. техн. наук
Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ-57, 03680, Україна
e-mail: kr@e-mail.ua

Представлено метод розрахунку енергетичних параметрів торцевого дугостаторного асинхронного двигуна (ТДАД) з урахуванням компенсованої обмотки. Обґрунтовано необхідність застосування компенсованої обмотки для ТДАД. Проведено розрахунок параметрів двигуна з компенсованою обмоткою на основі розробленого методу розрахунку магнітного поля. Проаналізовано вплив компенсаційного елемента обмотки на величину пульсуючого магнітного поля. Виконано порівняння енергетичних показників ТДАД з компенсованою та з некомпенсованою обмотками. Встановлено, що застосування некомпенсованої обмотки дасть змогу підвищити ефективність ТДАД. Бібл. 9, рис. 4, таблиця.

Ключові слова: торцевий дугостаторний асинхронний двигун, енергетичні показники, компенсована обмотка, пульсуюче поле.

Вступ. Барабанні млини – це механізми, що складаються з обертового барабана, наповненого подрібнювальними тілами (кулі, стержні, тетраедри), та електропривода. Залежно від необхідної потужності барабанного млина існує електропривід з механічною передачею обертового моменту з використанням зубчастої пари вал-вінець, а також безредукторний, коли ротор кріпиться безпосередньо на корпус барабана. Електропривід з зубчастою передачею має суттєві недоліки в обслуговуванні, а безредукторний характеризується високими капіталовкладеннями [4, 8]. Щоб уникнути головних недоліків існуючого електропривода кульових барабанних млинів, запропоновано використання безредукторного приводу з торцевим дугостаторним асинхронним двигуном (ТДАД) з дисковим електропровідним неферомагнітним ротором [6] (рис. 1).

Метод розрахунку магнітного поля в немагнітному проміжку ТДАД представлено в статті [3], а розрахунок робочих енергетичних показників з некомпенсованою обмоткою – у роботі [9]. Оскільки магнітопроводи статорів ТДАД розімкнені, то в немагнітному проміжку двигуна виникає пульсуюче магнітне поле. Це призводить до додаткових втрат потужності, збільшення індуктивного опору фаз обмотки та викликає появу зворотно біжучого поля. Тому компенсації пульсуючого поля в електричних двигунах з розімкненим магнітопроводом приділяється велика увага [1].

Мета роботи полягає в розробці методу розрахунку енергетичних показників ТДАД з компенсованою обмоткою з дисковим неферомагнітним електропровідним ротором із застосуванням усередненого по висоті немагнітного проміжку магнітного поля.

Активну частину ТДАД представлено на рис. 1, де позицією 1 позначено дисковий електропровідний неферомагнітний ротор, який кріпиться на корпус барабана 5. По обидва боки від ротора розміщено індуктор – дугові статори 2, обмотки яких вмикаються узгоджено. У математичній моделі статори приймаються без пазів і умовно розширюються по координатах ρ та φ до розмірів ротора. Реальний же їх розмір, як представлено на рисунку, співпадає з розміщенням лінійного струмового навантаження, яке задається у вигляді δ -функцій Дірака, що позначено на рис. 1 позицією 3. Приймається також, що струм лобових частин обмоток зосереджується на ребрах дугоподібних статорів реальної ширини, які обернені одне до одного. Позицією 4 показано порядок слідування фазних зон обмотки на прикладі двохполюсної машини з одним зубцем на полюс і фазу.

Електромагнітні процеси в ТДАД аналізуються з урахуванням поперечного та поздовжнього крайових ефектів і зводяться до вирішення рівняння для індукції магнітного поля з

граничними умовами періодичності по координаті φ і однорідними граничними умовами Діріхле ($B_z = 0$) на $\rho = r_3$ і $\rho = r_4$ за умови встановлення феромагнітних шунтів між ярмами статорів 6 (рис. 1). По висоті немагнітного проміжку виконується усереднення шуканого магнітного поля.

Для заданих конструктивних розмірів ТДАД з дисковим немагнітним ротором та його обмоткових параметрів визначається розподіл магнітного поля в немагнітному проміжку за виразом [2]

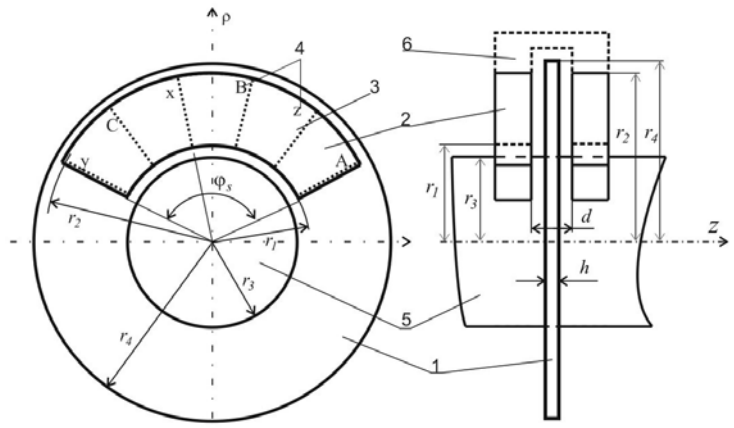


Рис. 1

$$B_z(\rho, \varphi) = \sum_{n=-\infty}^{+\infty} \widehat{B}_z e^{-in\varphi} = \sum_{n=-\infty}^{+\infty} \left[J_n(\lambda\rho) A_1 + Y_n(\lambda\rho) A_2 + \frac{i\mu_0 \hat{i}_p \lambda^2}{2nd} \left[J_n(\lambda\rho) \int_{r_3}^{\rho} \rho Y_n(\lambda\rho) \Theta_\rho d\rho - Y_n(\lambda\rho) \int_{r_3}^{\rho} \rho J_n(\lambda\rho) \Theta_\rho d\rho \right] + \frac{2i\mu_0 f(\rho)}{nd} \right] e^{-in\varphi}, \quad (1)$$

де A_1, A_2 – постійні інтегрування; $J_n(\cdot), Y_n(\cdot)$ – відповідно функції Бесселя першого та другого роду; \widehat{B}_z – перетворене по φ та усереднене по ρ значення z -компоненти індукції магнітного поля в немагнітному проміжку; $\lambda = \sqrt{-i\mu_0 \sigma \omega \frac{h}{d} \left(1 - \frac{n C_s (1-s)}{p}\right)}$; μ_0 – магнітна проникність немагнітного проміжку; σ – питома електрична провідність металевого дискового ротора; $\omega = 2\pi f$ – обертова частота; h – товщина дискового ротора (рис. 1); C_s – коефіцієнт,

який показує відношення кута дуги статора φ_s (рис. 1) до величини повного кола ($C_s = \frac{\varphi_s}{2\pi}$);

n – параметр перетворення Фур'є; $f(\rho) = \rho \hat{i}_p$; \hat{i}_p – перетворене значення лінійного струмового навантаження, яке отримано застосуванням дискретного перетворення Фур'є по координаті φ з ядром $e^{in\varphi}/2\pi$ ($\hat{i}_p = \int_{-\pi}^{\pi} i_p e^{-in\varphi} d\varphi$); i_p – лінійне струмове навантаження (у вигляді зосереджених на поверхні магнітопроводів без пазів дельта-функцій Дірака);

$$i_{p(A(B,C))} = I_{(A(B,C))} w_{(A(B,C))} \Theta_\rho \sum_{k=1}^q \sum_{s=1}^p \left\{ \delta[\rho(\varphi + p\varphi_\tau - \varphi_{(A(B,C))} - T(k,s))] - \delta[\rho(\varphi + p\varphi_\tau - \varphi_{(A(B,C))} - T(k,s) - \varphi_\tau)] \right\}; \quad (2)$$

$\delta[\cdot]$ – позначення дельта-функції Дірака; $\left(T(k,s) = \frac{2k-1}{2mq} \varphi_\tau + 2(s-1)\varphi_\tau \right)$; m – кількість фаз;

φ_τ – кут полюсного кроку; $\varphi_\tau = \pi C_s / p$, $I_{(A(B,C))}$ – комплексне значення струму; s – ковзання;

ная; $\hat{i}_p = \frac{\Theta_\rho}{2\pi\rho} \hat{i}_{p1}$, $\hat{i}_{p1} = I_A K_A W_A + I_B K_B W_B - I_C K_C W_C$; $W_{(A(B,C))}$ – кількість витків на фазу;

$W_{(A(B,C))} = w_{(A(B,C))} q p$; $w_{(A(B,C))}$ – кількість елементарних провідників у одному пази для фази $A(B,C)$; q – кількість пазів на полюс і фазу; p – кількість пар полюсів; $K_{(A(B,C))}$ – обмотковий коефіцієнт; $K_A = K_1 e^{in\varphi_A}$; $K_B = K_1 e^{in\varphi_B}$; $K_C = K_1 e^{in\varphi_C}$;

$$K_1 = e^{-in\varphi_\tau + in\frac{1}{2m}\varphi_\tau} \left(1 - e^{in\varphi_\tau}\right) \left[\frac{\sin(np\varphi_\tau)}{p \sin(n\varphi_\tau)} \frac{\sin(n\varphi_\tau/2m)}{q \sin(n\varphi_\tau/2mq)} \right]; \quad (3)$$

φ_A – початкова координата фази A , яка прийнята рівною нулю ($\varphi_A = 0$); $\varphi_B = \varphi_A + \frac{2\varphi_\tau}{m}$;

$\varphi_C = \varphi_A + \frac{\varphi_\tau}{m}$; $\Theta_\rho = [\Theta(\rho - r_1) - \Theta(\rho - r_2)]$; $\Theta(\cdot)$ – узагальнена одинична функція.

Схему трифазної компенсованої одношарової обмотки котушкового типу при $2p = 4$, $Z = 12$, $q = 1$ показано на рис. 2. Компенсований елемент обмотки лежить в крайніх пазах, що не пронумеровані. Оцінка варіантів розміщення компенсованого елемента як частини обмотки, що лежить поза активною зоною, представлена в роботі [1], де доведено, що дія компенсаційних елементів тим ефективніша, чим ближче вони розміщені до границь активної зони й до повітряного проміжку.

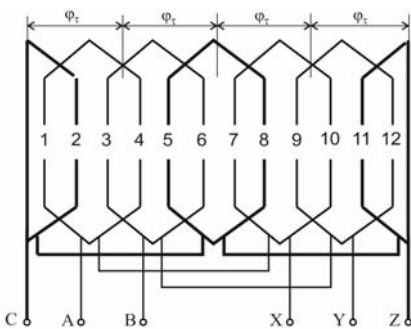


Рис. 2

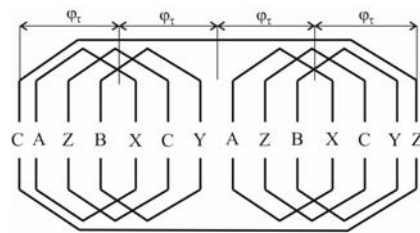


Рис. 3

Для спрощення розробки методу розрахунку енергетичних показників ТДАД з компенсованою обмоткою схема на рис. 2 представлена у вигляді еквівалентної розрахункової схеми (рис. 3). Струмове навантаження компенсаційного елемента для еквівалентної схеми визначається виразом

$$i_{\rho k} = I_C w_k \Theta_\rho \{ \delta[\rho(\varphi + p\varphi_\tau)] - \delta[\rho(\varphi - p\varphi_\tau)] \}, \quad (4)$$

де w_k – кількість елементарних провідників у пазах компенсаційного елемента; $w_k = w_C q$.

Застосувавши до виразу (4) дискретне перетворення Фур'є $\hat{i}_\rho = \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} i_p e^{-in\varphi} d\varphi$, маємо вираз для перетвореного значення ρ -складової значення струму компенсаційного елемента

$$\hat{i}_{\rho k} = \frac{\Theta_\rho}{2\pi\rho} I_C K_k W_C, \quad (5)$$

де K_k – обмотковий коефіцієнт компенсаційного елемента,

$$K_k = \frac{2 \sin(np\varphi_\tau)}{ip}. \quad (6)$$

Із врахуванням компенсаційного елемента формула визначення обмоткового коефіцієнта фази C має вигляд

$$K_C = K_1 e^{in\varphi_C} - K_k. \quad (7)$$

Формула визначення електромагнітної потужності для одного з індукторів ТДАД, що розміщений в площині $z = +d/2$, отримана з теореми Умова-Пойнтінга [9]:

$$S = -\frac{i\omega}{2} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left(\frac{\mathcal{E}_{\rho 1}}{in} \right)_{r_1}^{r_2} \int \hat{B}_z \rho d\rho. \quad (8)$$

Вона змінить свій знак на протилежний у випадку визначення потужності в площині $z = -d/2$.

З іншого боку, електромагнітна потужність машини визначається за виразом

$$S = \frac{1}{2} \left(U_{mA} I_A^* + U_{mB} I_B^* + U_{mC} I_C^* \right), \quad (9)$$

де U_{mA} , U_{mB} , U_{mC} – амплітудні значення індукованої фазної напруги обмотки.

Перетворене значення індукції магнітного поля в немагнітному проміжку (1) запишемо таким чином:

$$\widehat{B}_z = \frac{\mu_0 \hat{i}_p}{2ind} \widehat{B}_{z1}, \quad (10)$$

де

$$\begin{aligned} \widehat{B}_{z1}(\rho) &= \left[J_n(\lambda\rho) A_{11} + Y_n(\lambda\rho) A_{22} - \lambda^2 \left[J_n(\lambda\rho) \int_{r_3}^{\rho} y Y_n(\lambda y) \Theta_y dy - Y_n(\lambda\rho) \int_{r_3}^{\rho} y J_n(\lambda y) \Theta_y dy \right] - \frac{2}{\pi} \Theta_\rho \right]; \\ A_{11} &= \lambda^2 \int_{r_1}^{r_2} \rho (J_n(\lambda r_4) Y_n(\lambda r_3) Y_n(\lambda\rho) - Y_n(\lambda r_4) Y_n(\lambda r_3) J_n(\lambda\rho)) d\rho \sqrt{[J_n(\lambda r_4) Y_n(\lambda r_3) - J_n(\lambda r_3) Y_n(\lambda r_4)]}; \\ A_{22} &= \lambda^2 \int_{r_1}^{r_2} \rho (J_n(\lambda r_4) J_n(\lambda r_3) Y_n(\lambda\rho) - Y_n(\lambda r_4) J_n(\lambda r_3) J_n(\lambda\rho)) d\rho \sqrt{[Y_n(\lambda r_4) J_n(\lambda r_3) - Y_n(\lambda r_3) J_n(\lambda r_4)]}. \end{aligned}$$

Після підстановки у вираз (8) значення \widehat{B}_z за формулою (10) та \hat{i}_p з коефіцієнтом (7) визначаються амплітудні значення фазних напруг обмотки індукторів:

$$\begin{aligned} U_{mA} &= \frac{-\mu_0 \omega W_A (I_A K_A W_A + I_B K_B W_B - I_C W_C K_C)}{2nd} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left(\frac{K_A}{in} \right) \int_{r_1}^{r_2} \widehat{B}_{z1} \rho d\rho; \\ U_{mB} &= \frac{-\mu_0 \omega W_B (I_A K_A W_A + I_B K_B W_B - I_C W_C K_C)}{2nd} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left(\frac{K_B}{in} \right) \int_{r_1}^{r_2} \widehat{B}_{z1} \rho d\rho; \\ U_{mC} &= \frac{\mu_0 \omega W_C (I_A K_A W_A + I_B K_B W_B - I_C W_C K_C)}{2nd} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \left(\frac{K_C}{in} \right) \int_{r_1}^{r_2} \widehat{B}_{z1} \rho d\rho. \end{aligned} \quad (11)$$

Рівняння для напруг (11) запишемо у вигляді

$$\begin{aligned} U_{mA} &= I_A X_{AA} + I_B X_{AB} + I_C X_{AC}; \quad U_{mB} = I_A X_{BA} + I_B X_{BB} + I_C X_{BC}; \\ U_{mC} &= I_A X_{CA} + I_B X_{CB} + I_C X_{CC}, \end{aligned} \quad (12)$$

де літерою X позначено опори власної та взаємної індуктивностей фаз, і які представлено наступними виразами:

$$\begin{aligned} X_{AA} &= - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_A W_A^2 K_A P_y; \quad X_{AB} = - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_A W_A W_B K_B P_y; \quad X_{AC} = \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_A W_A W_C K_C P_y; \\ X_{BA} &= - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_B W_B W_A K_A P_y; \quad X_{BB} = - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_B W_B^2 K_B P_y; \quad X_{BC} = \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_B W_B W_C K_C P_y; \\ X_{CA} &= \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_C W_C W_A K_A P_y; \quad X_{CB} = \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_C W_C W_B K_B P_y; \quad X_{CC} = - \sum_{n=-\infty}^{\infty} K_C W_C^2 K_C P_y, \end{aligned}$$

$$\text{де } P_y = \frac{i\omega\mu_0}{2dn^2} \int_{r_1}^{r_2} \widehat{B}_{z1} \rho d\rho.$$

Крім індукованої напруги в фазах обмотки має місце падіння напруги на активному та реактивному опорах розсіювання. Активний та реактивний опори обмоток фази A та B розраховуються відповідно за відомими формулами [5]:

$$R_{1A(B)} = \frac{W_{A(B)} l_{\text{вит}}}{\sigma_m s_m}; \quad X_{1A(B)} = 2\omega\mu_0 \frac{W_{A(B)}^2}{pq} (\lambda_n l + q\lambda_l l_l), \quad (13)$$

де $l_{\text{вит}}$ – довжина одного витка, $l_{\text{вит}} = 2(r_2 - r_1 + 0,75\varphi_\tau(r_1 + r_2))$; σ_m – питома електропровідність проводів обмотки; s_m – поперечний переріз провідника обмотки; $l = r_2 - r_1$;

$\lambda_n = \frac{h_1}{3b_1} + \frac{h_k}{b_1}$; $\lambda_{\tau} = 0,67 - 0,43\tau/l_{\tau}$; $\tau = \varphi_{\tau} \left(\frac{r_1 + r_2}{2} \right)$; $l_{\tau} = 0,75 \varphi_{\tau} (r_1 + r_2)$. Для відкритого паза h_1 – висота обмотки в пазу; b_1 – ширина паза; h_k – висота клина; l_{τ} – половина довжини лобових частин обмотки.

Для обраної компенсованої обмотки (рис. 2) до фази C вмикається компенсаційний елемент. Тому опори для цієї фази дещо відрізняються, але при великій кількості полюсів вплив активного та реактивного опорів компенсаційного елемента буде незначний. Тому для фази C , як і всіх фаз, можна використовувати формули (13).

Власний опір фазних обмоток, що включає активний R_1 та індуктивний X_1 опори, $Z_{1A(B,C)} = R_{1A(B,C)} + iX_{1A(B,C)}$, обумовлений потоками розсіювання пазових й лобових частин обмоток. Таким чином, фазні напруги визначаються як

$$U_{A(B,C)} = U_{mA(B,C)} + I_{A(B,C)} Z_{1A(B,C)}. \quad (14)$$

При з'єднанні обмотки в «зірку» без нульового провідника складається система рівнянь, за допомогою якої при заданих амплітудних значеннях лінійних напруг та попередньо розрахованих опорів взаємодукції знаходяться струми $I_{A(B,C)}$, що протікають у кожній фазі:

$$U_B - U_A = u_{AB}; \quad U_C - U_B = u_{BC}; \quad I_A + I_B + I_C = 0; \quad (15)$$

де u_{AB} , u_{BC} – задані амплітудні значення лінійної напруги мережі живлення.

При з'єднанні обмотки індукторів у «зірку» з нульовим провідником (чотирипровідна система живлення) складається наступна система рівнянь:

$$U_A = u_A; \quad U_B = u_B; \quad U_C = u_C. \quad (16)$$

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

З'єднання обмотки у трикутник вимагає складання такої системи рівнянь для визначення струмів $I_{A(B,C)}$:

$$U_A = u_{AB}; \quad U_B = u_{BC}; \quad U_C = u_{CA}. \quad (17)$$

Струми, які знайдені внаслідок розв'язання системи рівнянь (15), (16) або (17), використовуються при розрахунку розподілу магнітного поля в немагнітному проміжку та енергетичних показників. Споживана потужність ТДАД обчислюється за формулою

$$P_1 = \text{Re}(S_A + S_B + S_C) = \text{Re}(S), \quad (18)$$

де $S_A = U_A I_A^*/2$; $S_B = U_B I_B^*/2$; $S_C = U_C I_C^*/2$. Комплексні опори фаз рівні:

$$z_A = U_A/I_A; \quad z_B = U_B/I_B; \quad z_C = U_C/I_C. \quad (19)$$

Коефіцієнт потужності визначається за такими формулами:

$$\cos \varphi_A = \text{Re}(z_A)/|z_A|; \quad \cos \varphi_B = \text{Re}(z_B)/|z_B|; \quad \cos \varphi_C = \text{Re}(z_C)/|z_C|; \quad \cos \varphi = \text{Re}(S)/|S|. \quad (20)$$

Момент для індуктора ТДАД визначається за формулою [9]

$$M = \text{Re} \left[\frac{1}{2} \int_{r_1}^{r_2} \rho \sum_{n=-\infty}^{\infty} \hat{i}_{p_1}^* \hat{B}_z d\rho \right]. \quad (21)$$

Механічна активна потужність, коефіцієнт корисної дії та швидкість обертання ротора визначаються відповідно за відомими формулами:

$$P_2 = M \omega (1-s) C_s / p; \quad \eta = P_2 / P_1; \quad n_1 = 60 f C_s (1-s) / p. \quad (22)$$

Величина повної потужності двигуна S знаходиться за формулою (9).

Виконано розрахунок енергетичних показників ТДАД за запропонованою методикою для схеми з'єднання «зірка» без нульового провідника (результати наведено в таблиці). Також представлено результати розрахунку з некомпенсованою обмоткою за методикою, представленою в роботі [9]. З таблиці видно, що з використанням компенсаційного елемента простежується відносна рівність фазних струмів, коефіцієнта корисної дії та активної потужності, чого немає в розрахунках з некомпенсованою обмоткою. Це призводить до зростання мо-

менту і, як наслідок, коефіцієнта корисної дії. Симетричність навантаження по фазах дає змогу використовувати трипровідну схему живлення для з'єднання обмотки в «зірку».

Параметр	Ковзання									
	0,2		0,4		0,6		0,8		1,0	
	Нек.	Ком.	Нек.	Ком.	Нек.	Ком.	Нек.	Ком.	Нек.	Ком.
I_A, A	32,3	33,2	32,2	33,5	32,2	34,0	32,4	34,6	32,8	35,5
I_B, A	31,1	33,3	30,6	33,6	30,3	34,1	30,0	34,9	29,9	35,8
I_C, A	12,4	33,9	12,6	34,2	12,8	34,7	13,0	35,4	13,5	36,2
$\cos \varphi_A$	0,63	0,09	0,66	0,16	0,68	0,22	0,70	0,28	0,72	0,34
$\cos \varphi_B$	-0,20	0,08	-0,16	0,14	-0,13	0,21	-0,10	0,27	-0,08	0,33
$\cos \varphi_C$	0,24	0,07	0,31	0,14	0,38	0,20	0,45	0,26	0,51	0,32
$P_A, кВт$	36,4	5,4	38,0	9,3	39,8	13,2	41,7	17,1	43,5	20,9
$P_B, кВт$	-12,1	4,4	-9,7	8,5	-7,6	12,5	-5,9	16,6	-44,8	20,6
$P_C, кВт$	4,4	4,1	5,8	7,9	7,3	11,8	8,7	15,7	10,0	19,5
$P_\Sigma, кВт$	28,8	13,9	34,2	25,7	39,5	37,6	44,4	49,3	49,1	60,9
$Q_\Sigma, кВАр$	122,2	173,2	120,0	173,5	118,4	174,0	117,2	174,8	116,5	175,9
$M, Н \cdot м$	-64	541	229	1067	503	1590	761	2110	1004	2627
$P_M, кВт$	-1,2	9,7	3,1	14,4	4,5	14,3	3,4	9,5	0	0
$\eta, \%$	-4,0	69,9	9,0	55,8	11,4	38	7,7	19,2	0	0

На рис. 4 представлено розподіл магнітного поля в немагнітному проміжку машини по азимутальній координаті φ для компенсованої (крива 1) та некомпенсованої (крива 2) обмоток. Розрахунок виконано для схеми «зірка» без нульового провідника. З рисунка видно, що розподіл поля з компенсаційним елементом є симетричним, що показує на відсутність пульсуючого поля. Некомпенсована обмотка для такої ж схеми підключення дає чітко несиметричний розподіл магнітного поля, зміщений на величину пульсуючого поля по вертикальній осі на 67 % від амплітудного значення.

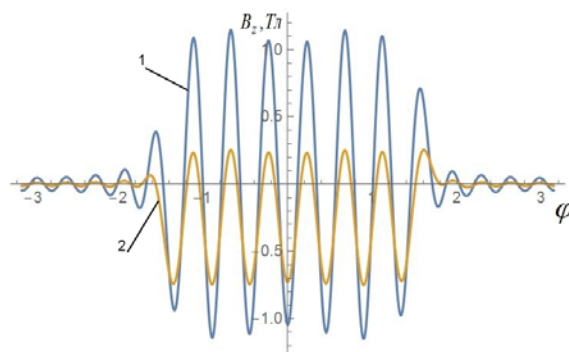


Рис. 4

Висновок. На основі усередненого магнітного поля розроблено метод розрахунку енергетичних показників ТДАД з неферромагнітним дисковим ротором. Розрахунок показав, що двигун з компенсованою обмоткою має кращі енергетичні показники, ніж з некомпенсованою. Зокрема, отримано симетричний розподіл магнітного поля в немагнітному проміжку, що означає відсутність пульсуючого магнітного поля, а також збільшено ККД двигуна.

1. Вольдек А.И. Индукционные магнитогидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом. – Л.: Энергия, 1970. – 272 с.
2. Гольдштейн Л.Д., Зернов Н.В. Электромагнитные поля и волны. – М.: Сов. радио, 1971. – 662 с.
3. Карлов О.М., Кондратенко І.П., Кришук Р.С., Раценкін А.П. Метод розрахунку усередненого магнітного поля по висоті повітряного проміжку торцевого дугостаторного асинхронного двигуна // Електромеханічні і енергозберігаючі системи. – 2014. – № 3. – С. 68–76.
4. Кириченко В.І. Сучасний стан і шляхи розвитку подрібнювального устаткування та рудопідготовки // Збагачення корисних копалин: Наук.-техн. зб. – 1998. – №1(42). – С. 100–104.
5. Костенко М.П., Пиотровский Л.М. Электрические машины. Ч. 2. – Л.: Энергия, 1973. – 648 с.
6. Кришук Р.С., Раценкін А.П. Обзор электроприводов кульовых барабанных млинів // Пр. Ін-ту електродинаміки НАН України: Зб. наук. пр. – К.: ІЕД НАНУ, 2014. – Вип. 39. – С. 29–38.
7. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Теоретическая физика. Электродинамика сплошных сред. 2-е изд., испр. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1982. – 621 с. (т. VIII).
8. Півняк Г.Г. Сучасний стан і перспективи подальшого розвитку електроприводів потужних барабанных млинів // Проблеми автоматизированного електропривода. Теория и практика: Вестник Хар. гос. политех. ун-та. – 1998. – С. 24–27.

9. Ращепкін А.П., Карлов О.М., Кришчук Р.С. Методика розрахунку для усередненого магнітного поля енергетичних показників дискового торцевого дугостаторного асинхронного двигуна з некомпенсованою обмоткою // Техн. електродинаміка. – 2015. – № 5. – С. 41–47.

УДК 621.313

О.М. Карлов, канд. техн. наук, **И.П. Кондратенко**, чл.-корр. НАН України, **Р.С. Кришчук**, асп., **А.П. Ращепкин**, докт. техн. наук

Институт электродинамики НАН Украины,

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

Метод расчета для усредненного магнитного поля энергетических показателей торцевого дугостаторного асинхронного двигателя с компенсированной обмоткой

Представлен метод расчета энергетических параметров торцевого дугостаторного асинхронного двигателя (ТДАД) с учетом компенсированной обмотки. Обоснована необходимость применения компенсированной обмотки для ТДАД. Проведен расчет параметров двигателя с компенсированной обмоткой на основе разработанного метода расчета магнитного поля. Проанализировано влияние компенсационного элемента обмотки на величину пульсирующего магнитного поля. Выполнено сравнение энергетических показателей ТДАД с компенсированной и с некомпенсированной обмотками. Установлено, что применение некомпенсированной обмотки позволит повысить эффективность ТДАД. Библи. 9, рис. 4, таблица.

Ключевые слова: торцевой дугостаторный асинхронный двигатель, энергетические показатели, компенсированная обмотка.

O. Karlov, I. Kondratenko, R. Kryshchuk, A. Rashchepkin

Institute of Electrodynamics The National Academy of Sciences of Ukraine,

Peremohy, 56, Kyiv-57, 03680, Ukraine

Method for calculating the energy parameters of the axial arc-stator induction motor with compensated winding for the averaged magnetic field

As the title implies the article describes investigations of the axial arc-stator induction motor (AAIM) with a non-ferromagnetic electrically conductive rotor disk and with uncompensated winding. It is known that enables to remove the winding compensated pulsed magnetic field, and thus improve the efficiency. The text gives valuable information on the development of the method of calculation of the energy parameters AAIM, which takes into account application of compensated winding. The development of calculation of the energy parameters and magnetic field distribution is given. It gives a detailed analysis of the energy parameters of compensated winding compared with the parameters of uncompensated winding. The fact that the compensation element of compensated winding removes pulsed magnetic field is stresses. References 9, figures 4, table.

Key words: the axial arc-stator motor, power parameters, compensated winding.

Надійшла 10.02.2015

Received 10.02.2015

УДК 621.313.8

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ МАШИНЫ ДИСКОВОГО ТИПА С ПОСТОЯННЫМИ МАГНИТАМИ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ФОРМЫ В РЕЖИМЕ ГЕНЕРАТОРА

В.В. Гребеников¹, докт. техн. наук., **Р.Р. Гамалея**², инж., **М.В. Прыймак**³, инж. I кат., **В.С. Попков**⁴, вед. инж., **Н.В. Богаенко**⁵, вед. инж., **Ю.В. Шарабан**⁶, зам. гл. конструктора

1, 3 – Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев-57, 030680, Украина

2 – Физическое лицо-предприниматель,

ул. Русановская набережная, 18/1, кв. 50, 02154, Киев, Украина

4, 5 – Институт проблем материаловедения НАН Украины им. И.М. Францевича,

ул. Кржижановского, 3, Киев-142, 030680, Украина

6 – Государственное предприятие «Харьковское агрегатное конструкторское бюро»,

ул. Сумская, 132, Харьков, 61023, Украина

Рассмотрена конструкция электрической машины дискового типа с постоянными магнитами цилиндрической формы. Создана ее компьютерная модель и проведено сравнение результатов расчёта с экспериментальными данными для генераторного режима работы. Показано, что для существенного уменьшения влияния момента