

УДК 621.313

АКСІАЛЬНІ МАГНІТНІ СИЛИ ТОРЦЕВОГО ДУГОСТАТОРНОГО ДВИГУНА З ДИСКОВИМ БІМЕТАЛЕВИМ РОТОРОМ

Карлов О.М., канд. техн. наук, **Кондратенко І.П.**, чл.-кор. НАН України, **Крищук Р.С.**, канд. техн. наук, **Ращепкін А.П.**, докт. техн. наук
Інститут електродинаміки НАН України,
пр. Перемоги, 56, Київ-57, 03680, Україна,
e-mail: dep7ied@ukr.net

Розроблено аналітичний метод розрахунку осьових магнітних сил, що діють на ротор торцевого дугостаторного асинхронного двигуна (ТДАД) з біметалевим дисковим ротором з використанням тензора натягів Максвелла. Метод включає аналітичний розрахунок комплексного значення індукції між двома статорами з застосуванням компенсації пульсуючого магнітного поля. Розрахунок виконується як при заданих комплексних значеннях фазних струмів статорів, фазні обмотки яких вмикаються в електричну мережу послідовно, так і при заданих комплексних фазних напругах. На прикладі заданих конструктивних і режимних параметрів ТДАД визначено величину осьових сил, що діють на дисковий ротор. Аналітичний метод враховує нормальну до магнітопроводів складову магнітної індукції, тривимірний її розподіл в немагнітному проміжку, вплив ефекту витіснення струму в роторі, несиметричне розташування дискового ротора між двома статорами, взаємну індуктивність фаз двох статорів. Бібл. 7, рис. 6, табл. 2.

Ключові слова: торцевий дугостаторний двигун, біметалевий дисковий ротор, магнітні сили, метод розрахунку.

Вступ. На теплових електростанціях (ТЕС), де як паливо використовується кам'яне вугілля, застосовуються кульові барабанні млини. Це механізми, що здійснюють подрібнення кам'яного вугілля на дрібні частинки прямо перед камерою згорання шляхом обертання барабана, наповненого сталевими кулями. Для приведення млинів у дію застосовується електропривід з механічною зубчатою передачею обертового моменту від швидкохідного синхронного (рідше асинхронного) двигуна до обертового барабана. Оскільки потужність кульових барабанних млинів на електростанціях сягає до 2,5 МВт, то електропривід на зубчастій передачі має значні недоліки. Це, зокрема, зношення зубців шестерней, необхідність у регулюванні їх стикування та змащення, заміна механічних деталей, часті планові ремонти.

Відомий дугостаторний двигун для барабанних млинів [1], але його використання припинилось внаслідок проблеми значного одностороннього силового тяжіння між статором і ротором. Тому кульові барабанні млини ТЕС потужністю у кілька мегават й досі комплектуються електроприводом на механічній передачі й створення нового безредукторного електроприводу, який буде позбавлений головних недоліків існуючих, є актуальною задачею.

Запропоновано торцевий дугостаторний асинхронний двигун (ТДАД) для кульових барабанних млинів з масивним дисковим ротором. У статтях [2, 3] розглядається метод розрахунку магнітного поля і енергетичних характеристик такого двигуна з дво- та одношаровою компенсованою обмотками з урахуванням товщинного крайового ефекту. В цій статті представлено аналітичний розрахунок магнітних сил в ТДАД з двошаровою обмоткою і біметалевим ротором (ферромагнітний диск, що вкритий шаром електропровідного немагнітного металу), який розміщений у зазорі між статорами.

Метою роботи є визначення аналітичних виразів для розрахунку осьової магнітної сили, що діє на дисковий біметалевий ротор торцевого дугостаторного асинхронного двигуна при асиметричному положенні ротора в зазорі.

На рис. 1 представлено модель ТДАД, де позначено: 1, 5 – повітряні проміжки; 2, 4 – електропровідне покриття ротора; 3 – ферромагнітний матеріал ротора. Модель двигуна побудована на таких припущеннях [2, 3]: внутрішній та зовнішній радіуси магнітопроводів статора розширені до розмірів ротора (r_3 та r_4); за межами зазору між статорами магнітне поле дорівнює нулю; дуговий статор двигуна моделюється шляхом розміщення обмотки лише на певній частині замкненого по всьому колу магнітопроводу статора (на рисунку для прикладу позначено $2r\varphi_\tau$, де φ_τ – полюсний кут, p – число пар полюсів двигуна).

Магнітопроводи без пазів. Струми кожного пазу розміщені на поверхні магнітопроводу у вигляді нескінченно тонких шарів, а струми лобових частин зосереджуються на радіусах r_1 та r_2 . У модельному представленні радіуси r_1 та r_2 розміщені ширше від реальних розмірів магнітопроводу статора на величину немагнітного проміжку між статором та ротором [3]. Для аналітичного задання струмів використані дельта-функції Дірака.

Ротор масивний, феромагнітний і покритий немагнітним металом, наприклад, міддю. Приймається, що в реальній машині, яка моделюється, лобові частини обмотки статора не виступають за межі ротора по радіальній координаті.

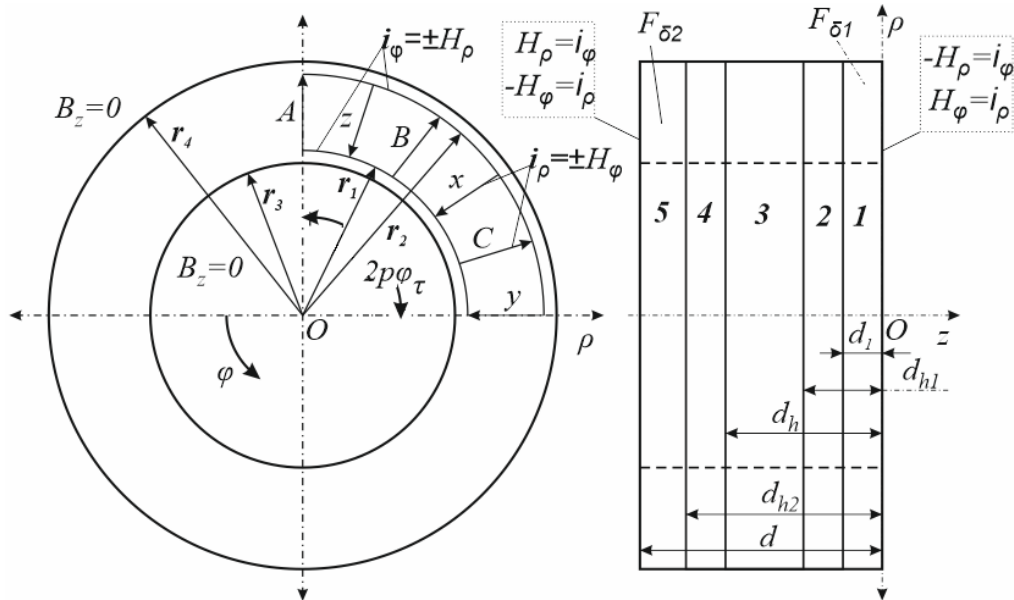


Рис. 1

У разі використання ТДАД на кульових барабанних млинах, радіус яких сягає двох метрів і більше, дисковий ротор може зміщуватися в бік одного зі статорів у межах зазору. Очевидно, що при несиметричному розміщенні дискового ротора ($d_1 \neq d - d_{h2}$) рівень магнітного поля в повітряних проміжках буде відрізнятися й на нього буде діяти сила магнітного поля.

В електромагнітному полі сила, що діє на замкнену поверхню об'ємного тіла, зовнішня нормаль якої спрямована по \vec{k} , визначається через тензор натягів Максвелла T_k [6, с.124]:

$$\mathbf{F} = \oint_S \mathbf{T}_k dS. \quad (1)$$

Введено умову, що дисковий ротор ідеально рівний, без викривлень, розміщений в зазорі несиметрично. Тоді з боку кожного повітряного проміжку на поверхню дискового ротора $\rho O \varphi$ діє осьова складова сили магнітного поля

$$F_z = \oint_S T_{zz} dS, \quad (2)$$

де T_{zz} – осьова складова тензора натягів Максвелла магнітного поля в напрямку осі z [6, с.316],

$$T_{zz} = \mu_0 \left(H_z^2 - \frac{\mathbf{H}^2}{2} \right) = \frac{1}{2\mu_0} (B_z^2 - B_\varphi^2 - B_\rho^2), \quad (3)$$

де μ_0 – магнітна проникність повітряного проміжку; \mathbf{H} – напруженість магнітного поля; H_z – осьова складова напруженості магнітного поля; B_z , B_φ , B_ρ – відповідно осьова, азимутальна та радіальна складові індукції магнітного поля. Також рівняння (2), (3) можна отримати з узагальненої формули [5, с.100]

$$\mathbf{F} = \mu_0 \oint_S \left(\mathbf{H}(\vec{k}\mathbf{H}) - \frac{1}{2} \mathbf{H}^2 \vec{k} \right) dS. \quad (4)$$

Введемо умову, що середовище з двигуном знаходиться в механічній та тепловій рівновазі. В такому разі слід проводити інтегрування за будь-якою замкненою поверхнею, що охоплює дисковий ротор [5, с.100].

У дисковому роторі є дві активні поверхні $\rho O \varphi$: при $z = -d_1$ та $z = -d_{h2}$ (рис. 1) з протилежно спрямованими нормаллями за координатою z . Сила, що діє на дисковий ротор, знаходиться як сума сил (2), що діють з боку повітряних проміжків на кожен поверхню диска, обмежену $(-\pi; \pi)$ та $(r_3; r_4)$, і дорівнює силі, яка діє на поверхню магнітопроводів статора з протилежним знаком:

$$F_z = F_{\delta 1} + F_{\delta 2} = \frac{1}{2\mu_0} \int_{-\pi}^{\pi} \int_{r_3}^{r_4} \left(B_z^2 \Big|_0 - B_{\varphi}^2 \Big|_0 - B_{\rho}^2 \Big|_0 - B_z^2 \Big|_{-d} + B_{\varphi}^2 \Big|_{-d} + B_{\rho}^2 \Big|_{-d} \right) \rho d\varphi d\rho, \quad (5)$$

де $B_z \Big|_0$ та $B_z \Big|_{-d}$ – комплексні значення осьової складової індукції магнітного поля відповідно на поверхні правого (при $z = 0$) та лівого (при $z = -d$) статорів.

Якщо статори ТДАД виконані однаковими, розміщені симетрично й вмикаються в мережу живлення послідовно, тобто струми статорів однакові, то складові індукції магнітного поля B_{φ} та B_{ρ} на поверхнях магнітопроводів рівні. Тому осьова складова сили набуває вигляду

$$F_z = \frac{1}{2\mu_0} \int_{-\pi}^{\pi} \int_{r_3}^{r_4} \left(B_z^2 \Big|_0 - B_z^2 \Big|_{-d} \right) \rho d\varphi d\rho. \quad (6)$$

Оскільки в (6) осьова складова індукції в зазорі є гармонічною функцією в часі $B_z = B_{zm} e^{i\omega t}$, то усереднене в часі значення квадрату індукції розраховується за формулою [5, с.285]

$$B_z^2 = \frac{1}{2} \operatorname{Re} \left\{ B_z B_z^* \right\} = \frac{1}{2} B_z B_z^*, \quad (7)$$

де $(...)^*$ позначає комплексно спряжену величину. Кінцева формула для розрахунку усередненої в часі осьової сили, що діє на ротор, запишеться таким чином:

$$F_z = \frac{1}{4\mu_0} \int_{-\pi}^{\pi} \int_{r_3}^{r_4} \rho \left(B_z \Big|_0 B_z^* \Big|_0 - B_z \Big|_{-d} B_z^* \Big|_{-d} \right) d\varphi d\rho. \quad (8)$$

Повна сила, усереднена в часі, що діє на один із статорів, наприклад на правий статор (рис. 1), визначається таким чином:

$$F_{\delta 1} = \frac{1}{4\mu_0} \int_{-\pi}^{\pi} \int_{r_3}^{r_4} \rho \left(B_z \Big|_0 B_z^* \Big|_0 \right) d\varphi d\rho. \quad (9)$$

Для визначення сил скористаємось для (8) і (9) розподілом комплексного амплітудного значення магнітного поля ТДАД, що представлено в [1, 2]:

$$B_z = \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} \tilde{B}_z e^{-in\varphi} \left(Y_n(\lambda_{n\eta} r_4) J_n(\lambda_{n\eta} \rho) - J_n(\lambda_{n\eta} r_4) Y_n(\lambda_{n\eta} \rho) \right). \quad (10)$$

Тут n, η – параметри інтегральних перетворень [2]; $J_n(\cdot), Y_n(\cdot)$ – функції Бесселя першого та другого роду; \tilde{B}_z – перетворене значення індукції для повітряного проміжку на поверхні статора після виконання інтегральних перетворень.

Для того, щоб розрахувати силу при заданій напрузі, необхідно скористатися параметрами, представленими в [3], – головні комплексні опори власної та взаємної індуктивності. Тобто імпеданс, у реальну частину якого не входить комплексний опір обмоток статора. Знаючи імпеданс, комплексні опори обмоток статорів, які знаходяться за відомими в теорії електричних машин формулами, та величину підведеної напруги, виконується пошук струмів у кожній фазі, які потім використовуються для розрахунку магнітного поля, що в свою чергу використовується для розрахунку магнітних сил у повітряних проміжках.

У результаті інтегрування у виразах (8) та (9) з застосуванням (10), використовуючи для цього вирази прямих та обернених інтегральних перетворень [2], отримано наступний

вираз для розрахунку аксіальної сили, що діє на ротор, яка створює аксіальне навантаження на підшипники барабанного млина:

$$F_z = \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} \frac{J_n^2(\lambda_{n\eta}r_3) - J_n^2(\lambda_{n\eta}r_4)}{\pi\mu_0\lambda_{n\eta}^2 J_n^2(\lambda_{n\eta}r_3)} \left(\tilde{B}_z|_0 \tilde{B}_z^*|_0 - \tilde{B}_z|_{-d} \tilde{B}_z^*|_{-d} \right). \quad (11)$$

Сила натягу, яка діє в першому повітряному проміжку і створює аксіальне навантаження на правий статор (рис. 1):

$$F_{\delta 1} = - \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} \frac{J_n^2(\lambda_{n\eta}r_3) - J_n^2(\lambda_{n\eta}r_4)}{\pi\mu_0\lambda_{n\eta}^2 J_n^2(\lambda_{n\eta}r_3)} \left(\tilde{B}_z|_0 \tilde{B}_z^*|_0 \right). \quad (12)$$

Сила, що діє в другому повітряному проміжку і створює аксіальне навантаження на лівий статор (рис. 1):

$$F_{\delta 2} = \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{\eta=1}^{\infty} \frac{J_n^2(\lambda_{n\eta}r_3) - J_n^2(\lambda_{n\eta}r_4)}{\pi\mu_0\lambda_{n\eta}^2 J_n^2(\lambda_{n\eta}r_3)} \left(\tilde{B}_z|_{-d} \tilde{B}_z^*|_{-d} \right). \quad (13)$$

Наведемо для прикладу розрахунок аксіальної магнітної сили на дисковий ротор, який розміщується між двома статорами. Відомо, що розміри барабана кульових барабанних млинів сягають двох метрів за радіусом. Для прикладу розрахунку магнітних сил у цій роботі вибрано внутрішній радіус ротора $r_3 = 2,0$ м. Внутрішній радіус статора вибирається, виходячи з радіального розміру ротора і виступу лобових частин обмотки за межі магнітопроводу статора. Якщо на виступи лобових частин виділити 0,2 м, то менший радіус статора буде $r_1 = 2,2$ м.

Радіальна ширина статора при проектуванні двигуна може бути обмежена технологічною можливістю встановлення на заданий кульовий барабанний млин та величиною аксіальних магнітних сил, які поки що невідомі. Припустимо, що зовнішній радіус дискового ротора технологічно обмежений величиною в $r_4 = 3,0$ м. Тоді з урахуванням виступу ротора за магнітопровід статора на 0,2 м для лобових частин маємо зовнішній радіус статора $r_2 = 2,8$ м.

Швидкість обертання барабанного млина складає 18,3 обертів на хвилину, що може бути забезпечено при живленні від частотного перетворювача. Виберемо відношення ширини статора до середнього полюсного поділку рівним 2:1. Кількість пар полюсів для кутового розкриття дугового статора рівним половині кола ($C_s = 1/2$) буде $p = 13$. Таким чином, при розрахунковому ковзанні $s = 0,08$ частота перетворювача має бути $f = 8,6$ Гц.

Відомо, що чим менший немагнітний проміжок між статором й ротором, тим кращими будуть енергетичні показники, оскільки буде менший магнітний опір зазору, більший $\cos \varphi$ та менші втрати в обмотці статора. Проте зменшення немагнітного проміжку обмежується, з одного боку, технологічними особливостями (запилення, викривлення ротора), а з другого – підвищенням рівня тепловиділень через появу вищих гармонік електромагнітного поля. Тут приймаємо, що повітряний проміжок становить $d_1 = d - d_{h2} = 0,005$ м.

Товщину немагнітного шару ротора для першого розрахунку обмежимо величиною $d_{h1} - d_1 = d_{h2} - d_h = 0,003$ м. У подальшому її можна уточнювати для досягнення задовільних енергетичних показників. Товщину феромагнітного матеріалу дискового ротора вибираємо з міркувань стійкості до викривлення від нагрівання. Обираємо його товщину $d_h - d_{h1} = 0,04$ м і задаємо електропровідність $\sigma_{Fe} = 2 \cdot 10^6$ См/м, відносну магнітну проникність $\mu_{rFe} = 300$. Електропровідність немагнітного матеріалу виберемо з урахуванням її можливого нагрівання, що при середній за довжиною ротора температурі 120 °С для міді складає $\sigma_{Cu} = 4 \cdot 10^7$ См/м. Електропровідність провідників статора задано для 75 °С – $\sigma_m = 46 \cdot 10^6$ См/м.

Для розрахунку магнітних сил задано несиметричне розміщення ротора – один повітряний проміжок складає величину $d_1 = 0,002$ м, а інший – $d - d_{h2} = 0,008$ м. Для розрахунку за розробленим аналітичним методом розрахунку складено комп'ютерну програму. Для задовільної точності розрахунку параметр власних чисел інтегрального перетворення за радіусом вибрано $\eta = 35$. У цій роботі враховані вищі гармоніки магнітного поля до тринадцятої. Всі задані параметри наведено в табл. 1.

Таблиця 1

Параметр	Пояснення	Параметр	Пояснення
$r_1 = 2,2$ м	Розміри модельного представлення двигуна показані на рис. 1	$h_k = 0,005$ м	Товщина клинів, що закривають пази
$r_2 = 2,8$ м		$p = 13$	К-сть пар полюсів
$r_3 = 2,0$ м		$q = 2$	К-сть пазів на полюс і фазу
$r_4 = 3,0$ м		$\beta = 1$	Коефіцієнт вкорочення двохшарової обмотки
$d_1 = 0,002$ м		$m = 3$	К-сть фаз обмотки
$d_{h1} = 0,005$ м		$w_n = 8$	К-сть витків у пазах
$d_h = 0,045$ м		$\sigma_{Fe} = 2 \cdot 10^6$ СМ/М	Електропровідність феромагнітного матеріалу ротора
$d_{h2} = 0,048$ м		$\mu_{rFe} = 300$	Відносна магнітна проникність феромагнітного матеріалу ротора
$d = 0,056$ м	$\sigma_{Cu} = 4 \cdot 10^7$ СМ/М	Електропровідність мідного покриття ротора	
$C_s = 1/2$	Коефіцієнт відношення кута розкриття статора до повного кола	$f = 8,6$ Гц	Частота живлення обмоток статорів
$h_n = 0,06$ м	Висота пазів	$I_{m ном.} = 320$ А	Номінальний струм
$b_n = 0,022$ м	Ширина пазів	$U_\phi = 1,57$ кВ	Задана напруга живлення двох послідовно включених статорів

Виконано розрахунок аксіальних магнітних сил та енергетичних показників аналітичним методом для дугостаторного двигуна за даними табл. 1. На рис. 2 показано розподіл індукції в немагнітному проміжку двигуна в межах однієї пари полюсів з урахуванням вищих просторових гармонік. На рис. 3 для дугостаторного двигуна представлено розподіл індукції в повітряному проміжку d_1 у межах 2π . Графік побудовано дискретно на 500 точок. Видно, що індукція магнітного поля поступово зростає в момент входження ротора в область дії статора і загасає на $1/4$ частині ротора за виходом.

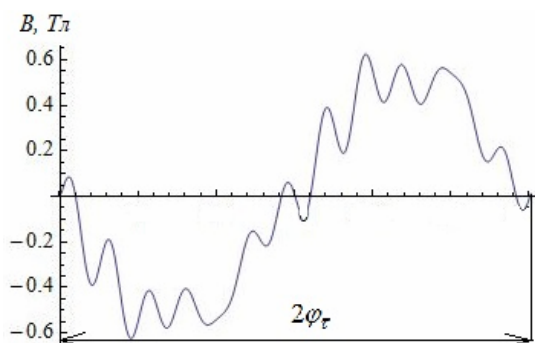


Рис. 2

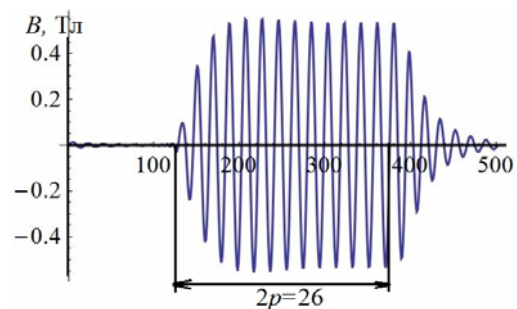


Рис. 3

На рис. 4 представлено механічну характеристику, де $F_{\delta 1}$ – сила, що діє на правий статор (рис. 1); $F_{\delta 2}$ – сила, що діє на лівий статор; F_z – аксіальна сила (11), що діє на ротор і підшипники барабанного млина в напрямку меншого повітряного проміжку; M – момент сумарний електромагнітний.

На рис. 5 показано розраховану аналітичним методом з урахуванням лінійної швидкості ротора робочу характеристику ТДАД з біметалевим ротором, який розміщений несиметрично в зазорі між статорами. Номінальний режим вибрано в точці з корисною потужністю $P_2=311$ кВт при ковзанні $s_H=0,08$. ККД двигуна $\eta=76,2$ %, а коефіцієнт потужності $\cos\varphi=0,55$. Номінальний діючий струм $I=222$ А, що більший від струму холостого ходу на 29 %. Аксіальні магнітні сили, що діють на підшипники барабанного млина, при повітряних проміжках біля правого і лівого статорів відповідно $d_1=2$ мм і $d_2=8$ мм становлять $F_z=318$ кН для номінального режиму і зменшуються при зростанні корисної потужності. Сила, яка діє на правий статор, – $F_{\delta 1}=503$ кН, на лівий – $F_{\delta 2}=185$ кН. Електромагнітний момент $M=162$ кНм.

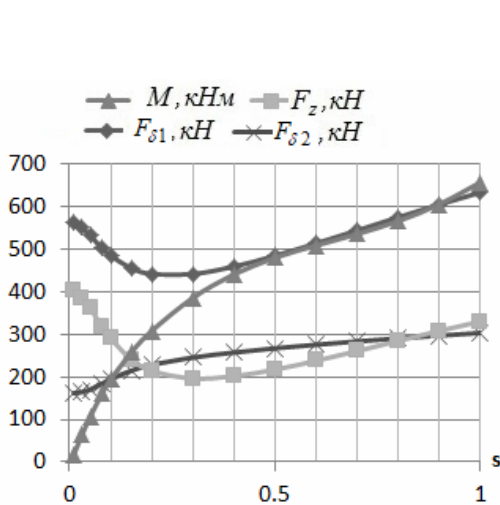


Рис. 4

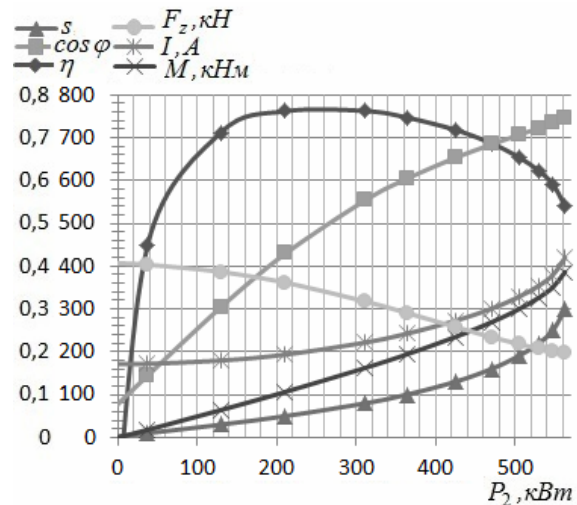


Рис. 5

Якщо порівнювати біметалевий ротор з монометалевим феромагнітним при інших однакових умовах (тобто зняти немагнітне покриття з ротора), то для номінального режиму при ковзанні 0,08 з монометалевим ротором одностороння магнітна сила F_z , що діє на ротор, зросте вдвічі – 628 кН, електромагнітний момент буде $M=42$ кНм, струм $I=100$ А, ККД й коефіцієнт потужності – відповідно $\eta=80,9$ % та $\cos\varphi=0,29$.

Притягнення дискового ротора до одного з статорів можна уникнути трьома способами. Це – застосування спеціальної конструкції з механічним вирівнюванням ротора посередині зазору між статорами; використання немагнітного матеріалу ротора; використання скін-ефекту для зменшення односторонніх магнітних сил. Механічне вирівнювання ротора посередині зазору відноситься до механіки і тому в цій статті такий варіант не досліджується. Немагнітні дискові монометалеві ротори розглядалися в праці [6]. Актуальним залишається питання щодо використання феромагнітного ротора з такою товщиною немагнітного покриття, щоб досягти скін-ефекту і таким чином уникнути проникнення магнітного поля в феромагнітний матеріал. При цьому феромагнітна складова ротора застосовується для підвищення механічної міцності ротора.

При використанні частоти живлення статора 8,6 Гц глибина проникнення магнітного поля буде при нерухомому роторі

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\pi f \sigma_{Cu} \mu_0}} = 0,027 \text{ м.} \quad (14)$$

Тому виберемо товщину покриття в 10 разів більшою – 0,03 м, по відношенню до прийнятого раніше 0,003 м. Неважко порахувати, що глибина проникнення магнітного поля 0,03 м

буде спостерігатися при ковзанні $s = 0,8$. Оскільки товщина електропровідного матеріалу значно збільшилася, а також зросли немагнітні проміжки від 0,008 до 0,035 м, то суттєво зміняться енергетичні характеристики двигуна.

Щоб від чогось відштовхуватися при порівнянні таких двигунів (з немагнітним покриттям ротора 0,003 м й покриттям 0,03 м), виберемо таку номінальну напругу, щоб момент у двигунів був однаковий при номінальному ковзанні. Також слід підтримати густину струму в провідниках на рівні до 3 А/мм². В табл. 2 представлено параметри, які будуть відрізнятися від параметрів табл. 1.

Таблиця 2

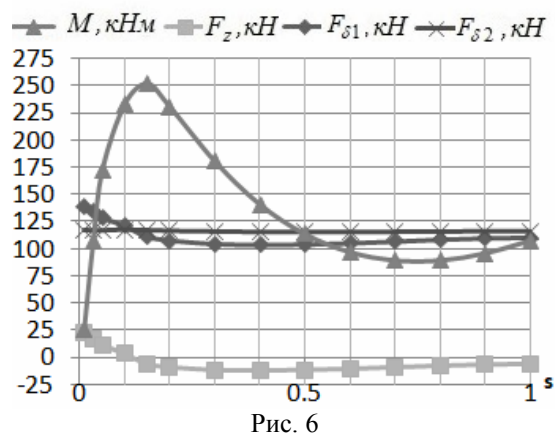
$d_1 = 0,002$ м	$d_{h1} = 0,032$ м	$d_h = 0,072$ м	$d_{h2} = 0,102$ м
$d = 0,110$ м	$h_n = 0,100$ м	$U_\phi = 1,38$ кВ, ($f=8.3$ Гц)	$I_{m\text{ ном.}} = 720$ А

На рис. 6 показано механічну характеристику та величину магнітних сил. Порівнюючи характеристику з рис. 4, спостерігаємо перехід аксіальної сили, яка діє на ротор, до протилежного напрямку при ковзанні від 0,12 і більше. Тобто сила, що притягувала ротор до ближчого статора, стала відштовхувати його від статорів. Сили, що діють на лівий та правий статори, зменшилися до 200 кН практично для всіх значень ковзання.

У табл. 2 наведено, що глибину пазів двигуна було збільшено від 0,06 до 0,1 м. Переріз провідників збільшено від 100 до 185 мм². Механічна характеристика на рис. 6 стала з явно вираженим мінімальним моментом при ковзанні 0,75. При такій характеристиці номінальний момент буде близько 160 кНм при ковзанні майже 0,05, що рівний номінальному моменту попереднього двигуна (рис. 5). ККД двигуна зменшився до 65 %, коефіцієнт потужності – 0,35. Густина струму в провідниках зросла від 2,22 до 2,77 А/мм².

Характеристики на рис. 4 і 6 можна вважати граничними для двигуна з вибраними розмірами (табл. 1). Тобто на рис. 4 – характеристика при мінімальній товщині немагнітного покриття ротора, а на рис. 6 – при максимальній товщині. Варіюючи товщину покриття в межах від 0,003 до 0,03 м, можна регулювати механічну характеристику.

Висновок. Виведено аналітичні вирази для розрахунку аксіальних магнітних сил торцевих дугостаторних асинхронних двигунів (ТДАД) з біметалевими дисковими роторами, використовуючи тензор натягів Максвелла та тривимірний розподіл індукції магнітного поля в зазорі між статорами з урахуванням лінійної швидкості руху ротора. Для демонстрації виконано розрахунок багатополюсного потужного двигуна, що призначений як безредукторний електропривід для вугільних кульових барабанних млинів теплових електростанцій. Розраховано механічну та робочу характеристики, які показують спадання аксіальної сили, що діє на ротор, при зростанні потужності. Аксіальні сили при несиметричному положенні ротора між статорами для номінального режиму становлять 318 кН. Тому при проектуванні потужних ТДАД важливо врахувати дію магнітних сил. Встановлено, що аксіальні магнітні сили можна усунути при збільшенні товщини немагнітного покриття ротора.



1. Фридкин П.А. Безредукторный дугостаторный электропривод. Москва: Энергия, 1970. 138 с.
2. Карлов О.М., Кондратенко І.П., Кришук Р.С., Ращепкін А.П. Структура магнітного поля торцевого дугостаторного асинхронного двигуна з дисковим біметалевим масивним ротором. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2017. Вип. 47. С. 28–37.
3. Карлов О.М., Кондратенко І.П., Кришук Р.С., Ращепкін А.П. Енергетичні показники торцевих дугостаторних асинхронних двигунів з біметалевими дисковими роторами. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2017. Вип. 48. С. 76–82.

4. Тамм И.Е. Основы теории электричества: Учеб. пособие для вузов. Изд. 10-е, испр. Москва: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1989. 504 с.
5. Карлов О.М., Крищук Р.С., Ращепкін А.П. Магнітні сили в зазорі торцевого дугостаторного асинхронного двигуна з дисковим ротором. *Праці Інституту електродинаміки НАН України*. 2016. Вип. 43. С. 59–64.
6. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Теоретическая физика. Электродинамика сплошных сред. Изд. 2-е, испр. Москва: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1982. 621 с. (т. VIII)
7. Камке Э. Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям. 6-е изд. Москва: Наука, 1971. 703 с.

УДК 621.313

Карлов А.М., канд. техн. наук, **Кондратенко И.П.**, чл.-корр. НАН Украины, **Крищук Р.С.**, канд. техн. наук, **Ращепкин А.П.**, докт. техн. наук

Институт электродинамики НАН Украины,
пр. Победы, 56, Киев-57, 03680, Украина

АКСИАЛЬНЫЕ МАГНИТНЫЕ СИЛЫ ТОРЦЕВОГО ДУГОСТАТОРНОГО ДВИГАТЕЛЯ С ДИСКОВЫМ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИМ РОТОРОМ

Разработан аналитический метод расчета осевых магнитных сил, которые действуют на ротор и на статоры торцевого дугостаторного асинхронного двигателя (ТДАД) с биметаллическим дисковым ротором. В методе используется тензор натяжений Максвелла. Метод также использует разработанный ранее аналитический расчет усредненного во времени комплексного значения аксиальной составляющей электромагнитной индукции в зазоре между статорами. Расчет выполняется как при заданных комплексных значениях фазных токов статоров, фазные обмотки которых включаются в электрическую сеть последовательно, так и при заданных комплексных фазных напряжениях. На примере заданных конструкционных и режимных параметров ТДАД определена величина осевых сил, действующих на дисковый ротор и на каждый статор в отдельности. Аналитический метод учитывает трехмерное распределение индукции в зазоре между статорами, влияние эффекта вытеснения тока в дисковом роторе, несимметричное расположение ротора в зазоре, взаимную индуктивность фаз двух статоров. Библ. 7, рис. 6, табл. 2.

Ключевые слова: торцевой дугостаторный двигатель, биметаллический дисковый ротор, магнитные силы, метод расчета.

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

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine,
Peremohy, 56, Kyiv-57, 03680, Ukraine

AXIAL MAGNETIC FORCES OF THE AXIAL ARC-STATOR INDUCTION MOTOR WITH DISC BIMETALLIC ROTOR

The analytical method for calculating the axial magnetic forces that act on the rotor and on the stators of the arc-stator induction motor with a bimetallic disk rotor is developed. In the method the Maxwell tensor is used. The method uses the previously developed analytical calculation of the averaged over time complex value of the axial component of the electromagnetic induction in the gap between the stators. The method works both for the given complex values of the phase currents of the stators, and for the given complex phase voltages. Phase windings of stators are connected to the electrical network in series. The value of the axial forces acting on the disk rotor, and for each stator separately is determined for the gearless motor of the ball mills. The analytical method takes into account the three-dimensional induction distribution in the gap between the stators, the effect of the current displacement in the disk rotor, the asymmetrical position of the rotor in the gap, the mutual inductance of the phases of the two stators. References 7, figures 6, tables 2.

Key words: the axial arc-stator motor, the magnetic forces, the method of calculation.

1. Fridkin P.A. Gearless arc-stator electric drive. Moskva: Energiia, 1970. 138 p. (Rus)
2. Karlov O.M., Kondratenko I.P., Kryshchuk R.S., Raschepkin A.P. Structure of magnetic field of the axial arc-stator induction motor with solid bimetallic disc rotor. *Pratsi Institutu elektrodynamiky NAN Ukrainy*. 2017. Vip. 47. P. 28–37. (Ukr)
3. Karlov O.M., Kondratenko I.P., Kryshchuk R.S., Raschepkin A.P. Energy parameters of axial arc-stator motors with bimetallic disk rotors. *Pratsi Institutu elektrodynamiky NAN Ukrainy*. 2017. Vip. 48. P. 76–82. (Ukr)
4. Tamm I.E. Fundamentals of the Theory of Electricity. Moskva: Nauka, 1989. 504 p. (Rus)
5. Karlov O.M., Kryshchuk R.S., Raschepkin A.P. The magnetic forces in the air-gap of the axial arc-stator induction motor with disc rotor. *Pratsi Institutu elektrodynamiky NAN Ukrainy*. 2016. Vip. 43. P. 59–64. (Ukr)
6. Landau L.D., Lifshitz E.M. Theoretical physics. Electrodynamics of continuous media. Second edition. Moskva: Nauka, 1982. 621 p. (Rus)
7. Kamke E. Directory of ordinary differential equations. 6th ed.: Moskva: Nauka, 1971. 703 p. (Rus)

Надійшла 22.03.2018

Received 22.03.2018