

УДК 621.313

ПАРАМЕТРИ ТОРЦЕВОГО ДУГОСТАТОРНОГО АСИНХРОННОГО ДВИГУНА З ДИСКОВИМ РОТОРОМ ПРИ ПАРАЛЕЛЬНОМУ ВКЛЮЧЕННІ ПРОТИЛЕЖНИХ ВІД РОТОРА СТАТОРІВ З ДВОШАРОВОЮ ОБМОТКОЮ

А. П. Ращепкін, Р. С. Крищук

Інститут електродинаміки Національної академії наук України
просп. Перемоги, 56, Київ, 03680, Україна. E-mail: kr@e-mail.ua

Розглядається торцевий дугостаторний асинхронний двигун з дисковим ротором, основний магнітний потік якого направлений в осьовому напрямку. Використавши рівняння індукції та повної магнітної потужності, отримано параметри двигуна – головні опори взаємної та власної індуктивності. Аналітичний розрахунок параметрів виконано в циліндричній системі координат для квазістационарного режиму на основі системи рівнянь Максвелла та інтегральних перетворень. Особливістю методу розрахунку є те, що враховується нерівномірність лінійної швидкості руху ротора залежно від радіуса. Виконано розрахунок енергетичних показників, на основі чого проведено порівняння послідовного й паралельного включень статорних обмоток при несиметричному розміщенні дискового ротора в зазорі. Встановлено, що паралельне включення протилежних від дискового немагнітного ротора статорів не має значного впливу на енергетичні показники. При використанні магнітного дискового ротора осьові магнітні сили, діючі на ротор, при паралельному включенні статорів менші, а коефіцієнт корисної дії на декілька відсотків більший.

Ключові слова: торцевий асинхронний двигун, аксіальний двигун, двигун з дисковим ротором, дугостаторний асинхронний двигун.

ПАРАМЕТРЫ ТОРЦЕВОГО ДУГОСТАТОРНОГО АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ С ДИСКОВЫМ РОТОРОМ ПРИ ПАРАЛЛЕЛЬНОМ ВКЛЮЧЕНИИ ПРОТИВОПОЛОЖНЫХ ОТ РОТОРА СТАТОРОВ С ДВУХСЛОЙНОЙ ОБМОТКОЙ

А. П. Ращепкин, Р. С. Крищук

Институт электродинамики Национальной академии наук Украины
просп. Победы, 56, Киев, 03680, Украина. E-mail: kr@e-mail.ua

Рассматривается торцевой дугостаторный асинхронный двигатель с массивным дисковым ротором, основной магнитный поток которого направлен в осевом направлении. Используя уравнения индукции и полной магнитной мощности, получены параметры двигателя – главные сопротивления взаимной и собственной индуктивности. Аналитический расчет параметров выполнен в цилиндрической системе координат для квазистационарного режима на основе системы уравнений Максвелла и интегральных преобразований. Особенностью метода расчета является то, что учитывается неравномерность линейной скорости движения ротора в зависимости от радиуса. Выполнен расчет энергетических показателей, на основе чего проведено сравнение последовательного и параллельного включений статорных обмоток при несимметричном размещении дискового ротора в зазоре. Установлено, что параллельное включение не имеет значительного влияния на энергетические показатели при немагнитном роторе. При использовании магнитного дискового ротора осевые магнитные силы, действующие на ротор, при параллельном включении статоров меньшие, а коэффициент полезного действия на несколько процентов больше.

Ключевые слова: торцевой асинхронный двигатель, аксиальный двигатель, двигатель с дисковым ротором, дугостаторный асинхронный двигатель.

АКТУАЛЬНІСТЬ РОБОТИ. Торцеві двигуни [1, 2], які часто застосовують у різноманітних агрегатах і механізмах, зокрема в транспорті як мотор-колеса електромобілів, стають розповсюдженими при проектуванні безредукторного електроприводу. Їх конструкція дозволяє зменшити матеріаломісткість, вони потребують менше місця по аксіальній координаті та дозволяють виконати ротор двигуна частиною робочого механізму. До того ж є можливість виконати двигун багатощаровим і таким чином збільшити активну площу зазору між статором та ротором.

Торцеві машини відрізняються між собою як виконанням ротора (масивний феромагнітний ротор з немагнітним провідним покриттям, масивний феромагнітний ротор із короткозамкненою обмоткою в пазах, шихтований феромагнітний ротор із коротко-

замкненою обмоткою в пазах, дисковий ротор, феромагнітний ротор зі збудженням на постійних магнітах) і статора (з поперечним, повздовжнім та повздовжньо-поперечним замиканням магнітного поля), так і їх взаємним розміщенням (ротор–статор–ротор, статор–ротор–статор). Для кожного такого варіанту необхідна своя методика розрахунку.

З торцевих двигунів більшого поширення набули торцеві синхронні двигуни (ТСД) зі збудженням на постійних магнітах, а також торцеві асинхронні двигуни (ТАД) з короткозамкненою обмоткою в пазах ротора [3].

В окремих ситуаціях, коли навіть торцеві двигуни неможливо розмістити на устаткуванні як безредукторний електропривод, можливим є застосування торцевих дугостаторних двигунів, зокрема торцевих дугостаторних асинхронних двигунів (ТДАД).

На сьогодні вони є мало дослідженими, що вказує на актуальність розроблення методів розрахунку для дослідження електромагнітних процесів у таких двигунах.

Як приклад розглянемо проблему електроприводу на кульових барабанних млинах теплових електростанцій (ТЕС), розроблених для подрібнення вугілля. На них використовується електропривод з редуктором на зубцевій передачі потужністю до 2 МВт. Існуючий безредукторний електропривод барабанних млинів використовується лише для потужності від 15 МВт [4] через дороговизну двигуна й живлячого його устаткування. До 15 МВт використовують електропривод з редуктором на зубцевій передачі й двома синхронними двигунами, а до 7 МВт – з одним двигуном.

За редукторами потрібний постійний нагляд, а також вони недовговічні у зв'язку зі стиранням зубців [5]. Існує кілька способів збільшення терміну служби механічної передачі, але всі вони не в змозі повністю усунути головні недоліки зубцевої передачі. Наприклад, запропоновано зміцнення зубчастого зачеплення приводу, що включає попереднє припрацювання, а потім проводиться обробка зубців для створення наклепу. Причому після наклепу поверхня зубців повинна оброблюватись змащувально-охолодильною рідиною [6]. Збільшення надійності й економічності електроприводів на зубчастій передачі кульових барабанних млинів описано в [7]. Також у [8] розглядаються проблеми створення дводвигунних приводів барабанних млинів. Указано, що зниження швидкості зносу зубців можна забезпечити шляхом збільшення твердості їх робочих поверхонь на ведучих валах і вінцях шляхом зниження передатного відношення відкритої зубцевої передачі й застосуванням редукторного приводу (двигун-редуктор-зубчастий вал-зубчастий вінець).

В історії кульових барабанних млинів відомо про застосування безредукторного дугостаторного двигуна [9]. Основною його проблемою була значна сила магнітного притягування дугового статора до барабану, який виконував роль ротора, тому його не застосовують на кульових млинах. Отже, розробка надійного й простого в обслуговуванні безредукторного електроприводу для кульових млинів потужністю до 2 МВт є актуальним завданням.

У даній роботі досліджується ТДАД з масивним електропровідним дисковим ротором. Прийнято рішення використовувати дугостаторне виконання двигуна, оскільки це, як передбачається, дозволить застосувати його до існуючих кульових барабанних млинів ТЕС без переробки їх фундаменту, а також сприятиме охолодженню дискового ротора. Також у [9] вказуються переваги використання дугостаторних двигунів на ТЕС.

Слід зазначити, що застосування подібної конструкції вже проводилось для залізничного транспортного засобу [10] шляхом використання лінійних асинхронних двигунів (ЛАД) з електропровідною смугою, розміщеною на залізничному полотні.

На сьогодні розрахунок торцевих двигунів виконується на основі методів розрахунку лінійних двигунів [11], де не враховується лінійна швидкість обертання залежно від радіальної координати. У [2, 12] було враховано таку особливість торцевих двигунів.

На рис. 1 для прикладу показано виконання двигуна з одним ротором у циліндричній системі координат ρ, φ, z . У загальному випадку кількість роторів може бути довільною. У разі їх послідовного включення на фазних обмотках протилежних статорів струми однакові, в той час як унаслідок зміщення ротора в зазорі напруга на обмотках протилежних статорів буде відрізняться.

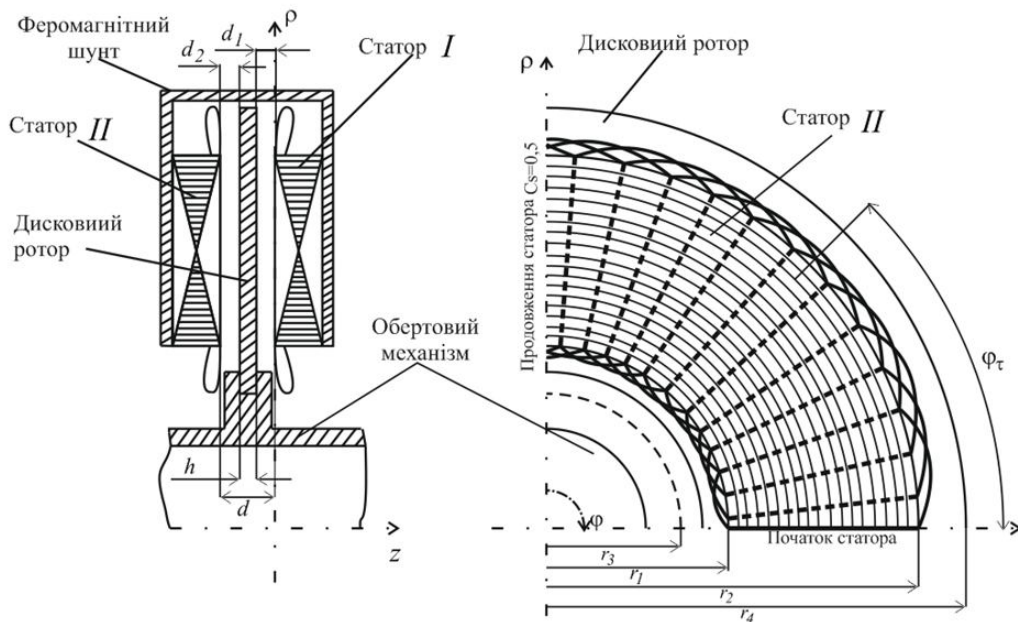


Рисунок 1 – Модель торцевих дугостаторних асинхронних двигунів з дисковим ротором

При паралельному з'єднанні в обмотках протилежних статорів підтримуються однакові напруги, але струми, внаслідок асиметричного положення ротора в зазорі, приймають різні значення.

Параметри ТДАД для паралельного включення протилежних статорів отримуємо на основі методу розрахунку для послідовного включення статорів із двошаровими обмотками [12], розробленого на основі теорії поля. Метод розрахунку для одношарових обмоток надано у [2]. Особливістю методів є те, що враховується затухання магнітного поля по товщині диску, залежність лінійної швидкості від радіальної координати та асиметрія положення дискового ротора в зазорі.

Метою роботи є отримання завдяки аналітичному методу параметрів торцевого дугостаторного асинхронного двигуна з електропровідним дисковим ротором і з двошаровою обмоткою.

МАТЕРІАЛ І РЕЗУЛЬТАТИ ДОСЛІДЖЕНЬ. Дисковий ротор (рис. 1) є електропровідним диском, що знаходиться в зазорі між протилежними статорами й кріпиться до обертового тіла. Фізичні параметри диска задаються питомою електропровідністю σ та відносною магнітною проникністю (відносно магнітної проникності вакууму μ_0) – μ_r .

Допущення у розрахунках приймаються аналогічно математичній моделі, що надана у [2, 12].

Трифазну двошарову з напівпустими пазами на кінцях магнітопроводу обмотку ТДАД зображено на рис. 2, де для прикладу показано кількість пазів на полюс-фазу $q = 2$, полюсів у кожному шарі $p_1 = 4$, відносний крок $\beta = 5/6$. У [12] встановлено, що для того, щоб позбутися пульсуючого магнітного поля в зазорі, необхідно вибирати парну кількість полюсів p_1 .

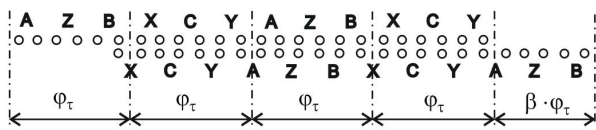


Рисунок 2 – Схема обмотки

Параметри двигуна ТДАД з дисковим електропровідним ротором – головні опори власної індуктивності та головні опори взаємної індуктивності – для паралельного включення протилежних від ротора статорів знаходяться наступним чином. Виконується аналітичний розрахунок потужності правого I та лівого II статора (рис. 1) відповідно за рівняннями [12]

$$S_{\{I\}} = \frac{1}{2} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (\bar{i}_{p1\{I\}})^* \frac{\omega}{n} \tilde{B}_{z[1]} \times \int_{r_1}^{r_2} (Y_n(\lambda_{nk} r_4) J_n(\lambda_{nk} \rho) - J_n(\lambda_{nk} r_4) Y_n(\lambda_{nk} \rho)) \rho d\rho ; \quad (1)$$

$$S_{\{II\}} = \frac{1}{2} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (\bar{i}_{p1\{II\}})^* \frac{\omega}{n} \tilde{B}_{z[3]} \times \int_{r_1}^{r_2} (Y_n(\lambda_{nk} r_4) J_n(\lambda_{nk} \rho) - J_n(\lambda_{nk} r_4) Y_n(\lambda_{nk} \rho)) \rho d\rho . \quad (2)$$

У (1), (2) $(\cdot)^*$ – позначення комплексно-спряженої величини. Перетворена індукція магнітного поля $\tilde{B}_{z[1]}$ та $\tilde{B}_{z[3]}$ після інтегральних перетворень [13] по азимутальній координаті (перетворення Фур'є [14]) та радіальній координаті відповідно за виразами

$$\bar{B}_z = \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} B_z e^{in\phi} ; \quad (3)$$

$$\tilde{B}_z = \frac{1}{C_{nk}} \times \int_{r_3}^{r_2} \bar{B}_z (Y_n(\lambda_{nk} r_4) J_n(\lambda_{nk} \rho) - J_n(\lambda_{nk} r_4) Y_n(\lambda_{nk} \rho)) \rho d\rho \quad (4)$$

розраховується на поверхні статора при $z = 0$ рівнянням

$$\tilde{B}_{z[1]} = \frac{-2f_{\{I\}}}{a+b} - \frac{f_{\{I\}}(a-b)}{\lambda_{nk}(a+b)} \quad (5)$$

та на поверхні статора при $z = -d$

$$\tilde{B}_{z[3]} = \frac{2f_{\{I\}}}{(a_1 e^{\lambda_{nk} d} + b_1 e^{-\lambda_{nk} d})} + \frac{f_{\{II\}}(a_1 e^{\lambda_{nk} d} - b_1 e^{-\lambda_{nk} d})}{\lambda_{nk}(a_1 e^{\lambda_{nk} d} + b_1 e^{-\lambda_{nk} d})}, \quad (6)$$

де

$$\tilde{f}_{\{I\}} = -\frac{\mu_0 \lambda_{nk}^2 \bar{i}_{p1\{I\}}}{2in\pi C_{nk}} \times \int_{r_1}^{r_2} (Y_n(\lambda_{nk} r_4) J_n(\lambda_{nk} \rho) - J_n(\lambda_{nk} r_4) Y_n(\lambda_{nk} \rho)) \rho d\rho ; \quad (7)$$

$$\tilde{f}_{\{II\}} = -\frac{\mu_0 \lambda_{nk}^2 \bar{i}_{p1\{II\}}}{2in\pi C_{nk}} \times \int_{r_1}^{r_2} (Y_n(\lambda_{nk} r_4) J_n(\lambda_{nk} \rho) - J_n(\lambda_{nk} r_4) Y_n(\lambda_{nk} \rho)) \rho d\rho . \quad (8)$$

При цьому, як видно, враховується струм для кожного статора (рис. 1) окремо (що необхідно для паралельного включення статорів): $i_{p1\{I\}}$ – струмове навантаження правого статора ($z = 0$); $i_{p1\{II\}}$ – струмове навантаження лівого статора ($z = -d$):

$$\bar{i}_{p1\{I,II\}} = I_{A\{I,II\}} W_{A\{I,II\}} K_A + I_{B\{I,II\}} W_{B\{I,II\}} K_B - I_{C\{I,II\}} W_{C\{I,II\}} K_C , \quad (9)$$

обмотковий коефіцієнт

$$K_j = -2e^{in(\frac{\phi_j - \frac{\phi_\tau}{2} + \frac{\phi_\tau}{2m}) + \frac{p_1 \pi}{2}} \sin\left(\frac{n\beta\phi_\tau}{2}\right) \times \frac{\sin(n\phi_\tau/2m)}{q \sin(n\phi_\tau/2mq)} \frac{\sin(p_1(n\phi_\tau + \pi)/2)}{p_1 \cos(n\phi_\tau/2)} , \quad (10)$$

де j пробігає по черзі позначення фази A, B, C ; φ_j – кут зсуву фази; φ_τ – кут полюсного ділення;

$$\varphi_A = 0; \varphi_B = 2\varphi_\tau/m; \varphi_C = \varphi_\tau/m; \varphi_\tau = \frac{2\pi C_s}{p_1 + \beta}; \quad (11)$$

m – кількість фаз. Кількість витків на фазу статорної обмотки

$$w_{j\{I,II\}} = s_{j\{I,II\}} q p l, \quad (12)$$

$s_{j\{I,II\}}$ – кількість витків у пазу для одного шару двошарової обмотки; $I_{j\{I,II\}}$ – комплексне значення амплітудної величини фазного струму для правого й лівого статора ($I_{j\{I\}}$ та $I_{j\{II\}}$); n – параметр інтегрального перетворення по φ з граничними умовами періодичності (дискретне перетворення Фур'є з ядром $e^{in\varphi}/2\pi$); λ_{nk} – власні числа інтегрального перетворення, що знаходяться з рівняння [13]

$$J_n(\lambda_{nk} r_3) Y_n(\lambda_{nk} r_4) - Y_n(\lambda_{nk} r_3) J_n(\lambda_{nk} r_4) = 0, \quad (13)$$

$J_n(\cdot), Y_n(\cdot)$ – функції Бесселя відповідно першого та другого роду; k – порядковий номер кореня рівняння (13) для кожного значення параметру n ,

$$a = \left((\gamma_{nk} + \mu_r \lambda_{nk})^2 e^{-\gamma_{nk} h - \lambda_{nk} d_2 - \lambda_{nk} d_1} - (\gamma_{nk} - \mu_r \lambda_{nk})^2 e^{\gamma_{nk} h - \lambda_{nk} d_2 - \lambda_{nk} d_1} + (\gamma_{nk}^2 - \mu_r^2 \lambda_{nk}^2) e^{-\gamma_{nk} h + \lambda_{nk} d_2 - \lambda_{nk} d_1} - (\gamma_{nk}^2 - \mu_r^2 \lambda_{nk}^2) e^{\gamma_{nk} h + \lambda_{nk} d_2 - \lambda_{nk} d_1} \right) / 4\gamma_{nk} \mu_r; \quad (14)$$

$$b = \left((\gamma_{nk} - \mu_r \lambda_{nk})^2 e^{-\gamma_{nk} h + \lambda_{nk} d_2 + \lambda_{nk} d_1} - (\gamma_{nk} + \mu_r \lambda_{nk})^2 e^{\gamma_{nk} h + \lambda_{nk} d_2 + \lambda_{nk} d_1} + (\gamma_{nk}^2 - \mu_r^2 \lambda_{nk}^2) e^{-\gamma_{nk} h - \lambda_{nk} d_2 + \lambda_{nk} d_1} - (\gamma_{nk}^2 - \mu_r^2 \lambda_{nk}^2) e^{\gamma_{nk} h - \lambda_{nk} d_2 + \lambda_{nk} d_1} \right) / 4\gamma_{nk} \mu_r; \quad (15)$$

$$a_1 = \left((\gamma_{nk} + \mu_r \lambda_{nk})^2 e^{\gamma_{nk} h - \lambda_{nk} h} - (\gamma_{nk} - \mu_r \lambda_{nk})^2 e^{-\gamma_{nk} h - \lambda_{nk} h} + (\gamma_{nk}^2 - \mu_r^2 \lambda_{nk}^2) e^{\gamma_{nk} h - \lambda_{nk} h - 2\lambda_{nk} d_1} - (\gamma_{nk}^2 - \mu_r^2 \lambda_{nk}^2) e^{-\gamma_{nk} h - \lambda_{nk} h - 2\lambda_{nk} d_1} \right) / 4\gamma_{nk} \mu_r; \quad (16)$$

$$b_1 = \left((\gamma_{nk} - \mu_r \lambda_{nk})^2 e^{\gamma_{nk} h + \lambda_{nk} h} - (\gamma_{nk} + \mu_r \lambda_{nk})^2 e^{-\gamma_{nk} h + \lambda_{nk} h} + (\gamma_{nk}^2 - \mu_r^2 \lambda_{nk}^2) e^{\gamma_{nk} h + \lambda_{nk} h + 2\lambda_{nk} d_1} - (\gamma_{nk}^2 - \mu_r^2 \lambda_{nk}^2) e^{-\gamma_{nk} h + \lambda_{nk} h + 2\lambda_{nk} d_1} \right) / 4\gamma_{nk} \mu_r; \quad (17)$$

$$\gamma_{nk} = \sqrt{\lambda_{nk}^2 - i\mu_r \mu_0 \sigma \omega \left(1 - \frac{2nC_s}{p_1 + \beta} (1-s) \right)}; \quad (18)$$

$$\omega = 2\pi f; \quad (19)$$

f – частота струму в мережі живлення; C_s – відно-

сна частина кола, зайнятого статорною обмоткою, s – ковзання.

Перетворене значення струму (9) отримано застосуванням інтегрального перетворення Фур'є (3)

$$\bar{i}_p = \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} i_p e^{in\varphi} d\varphi \quad (20)$$

до струмового навантаження кожного статора окремо – $i_{p\{I\}}$ та $i_{p\{II\}}$. Струмове навантаження надано у вигляді суми δ -функцій Дірака ρ -складових комплексних амплітуд поверхневих струмів фазних обмоток, зосереджених у межах реальної ширини індукторів ($r_2 - r_1$) [12]

$$i_p = i_{pA} + i_{pB} - i_{pC}, \quad (21)$$

де

$$i_{pj} = I_j s_j \sum_{k=1}^q \sum_{s=1}^{p_1} (-1)^{s-1} \times (\delta(\rho\chi) - \delta(\rho(\chi - \gamma\varphi_\tau))) (\Theta(\rho - r_2) - \Theta(\rho - r_1)); \quad (22)$$

$$\chi = \varphi + C_s \pi - \varphi_j - \frac{2k-1}{2mq} \varphi_\tau - (s-1)\varphi_\tau. \quad (23)$$

Тут j пробігає значення A, B, C для фаз A, B, C відповідно; $\Theta(\cdot)$ – одинична узагальнена функція. Отже, після застосування інтегрального перетворення (20) до (21)–(23) маємо

$$\bar{i}_p = \bar{i}_{p1} (\Theta(\rho - r_1) - \Theta(\rho - r_2)) / 2\pi\rho, \quad (24)$$

де перетворене значення струмового навантаження \bar{i}_{p1} надано у рівнянні (9).

Для зручності подальших розрахунків рівняння потужності правого та лівого статора (1), (2), з урахуванням пояснень (3)–(19), при паралельному включенні статорів у мережу запишемо наступним чином:

$$S_{\{I\}} = \frac{\omega \mu_0}{4i\pi} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (\bar{i}_{p1\{I\}})^* (\bar{i}_{p1\{II\}} N_1 + \bar{i}_{p1\{I\}} N_2); \quad (25)$$

$$S_{\{II\}} = \frac{\omega \mu_0}{4i\pi} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (\bar{i}_{p1\{II\}})^* (\bar{i}_{p1\{I\}} N_3 + \bar{i}_{p1\{II\}} N_4), \quad (26)$$

де введено позначення:

$$N_i = \frac{1}{n^2 \lambda_{nk}^2} \left(\int_{r_1}^{r_2} (Y_n(\lambda_{nk} r_4) J_n(\lambda_{nk} \rho) - J_n(\lambda_{nk} r_4) Y_n(\lambda_{nk} \rho)) \rho d\rho \right);$$

$$N_1 = \frac{2N_i}{(a+b)}; \quad N_2 = \frac{N_i(a-b)}{\lambda_{nk}(a+b)}; \quad (27)$$

$$N_3 = \frac{-2N_i}{a_1 e^{\lambda_{nk} d} + b_1 e^{-\lambda_{nk} d}};$$

$$N_4 = \frac{-N_i(a_1 e^{\lambda_{nk} d} - b_1 e^{-\lambda_{nk} d})}{\lambda_{nk}(a_1 e^{\lambda_{nk} d} + b_1 e^{-\lambda_{nk} d})}.$$

Відоме рівняння трифазної повної потужності

$$S = \frac{1}{2} \left(I_A^* U_{mA} + I_B^* U_{mB} + I_C^* U_{mC} \right), \quad (28)$$

де U_{mA} , U_{mB} , U_{mC} – падіння напруг на магнітному опорі; $(I_A)^*$, $(I_B)^*$, $(I_C)^*$ – комплексно-спряжені значення лінійного струму.

Рівняння (28) слід записати окремо для правого та лівого статора. Оскільки статори підключені паралельно до мережі, вони мають не лише самоіндуктивності від струмів власних фазних обмоток, але й взаємні індуктивності від струмів фазних обмоток протилежного статора. Тоді отримуємо

$$S_{\{l\}} = \frac{1}{2} \sum_{l,j} (I_{\{l\}})^* (I_{j\{l\}} x_{j\{l-l\}} + I_{j\{l\}} x_{j\{l\}}); \quad (29)$$

$$S_{\{l\}} = \frac{1}{2} \sum_{j,l} I_{j\{l\}}^* (I_{l\{j\}} x_{j\{l-l\}} + I_{l\{j\}} x_{j\{l\}}), \quad (30)$$

де j та i тут і вище «приймають» по черзі позначення фаз A , B , C ; $x_{j\{i\}}$ – параметри двигуна. Вирахуємо із (1) і (2) за виразами (29), (30) шукані параметри двигуна $x_{j\{i\}}$, з яких опір власної індуктивності правого статора, що включає фазні опори власної та взаємної індуктивності:

$$\begin{aligned} x_{AA\{l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{A\{l\}} w_{A\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_A)^* K_A N_2; \\ x_{AB\{l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{A\{l\}} w_{B\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_A)^* K_B N_2; \\ x_{AC\{l\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{A\{l\}} w_{C\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_A)^* K_C N_2; \\ x_{BA\{l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{B\{l\}} w_{A\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_B)^* K_A N_2; \\ x_{BB\{l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{B\{l\}} w_{B\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_B)^* K_B N_2; \quad (31) \\ x_{BC\{l\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{B\{l\}} w_{C\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_B)^* K_C N_2; \\ x_{CA\{l\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{C\{l\}} w_{A\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_C)^* K_A N_2; \\ x_{CB\{l\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{C\{l\}} w_{B\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_C)^* K_B N_2; \\ x_{CC\{l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{C\{l\}} w_{C\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_C)^* K_C N_2. \end{aligned}$$

Тоді опір взаємної індуктивності правого статора, що також включає фазні опори взаємної індуктивності між фазами протилежних статорів:

$$\begin{aligned} x_{AA\{l-l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{A\{l\}} w_{A\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_A)^* K_A N_1; \\ x_{AB\{l-l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{A\{l\}} w_{B\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_A)^* K_B N_1; \\ x_{AC\{l-l\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{A\{l\}} w_{C\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_A)^* K_C N_1; \\ x_{BA\{l-l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{B\{l\}} w_{A\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_B)^* K_A N_1; \\ x_{BB\{l-l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{B\{l\}} w_{B\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_B)^* K_B N_1; \quad (32) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} x_{BC\{l-l\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{B\{l\}} w_{C\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_B)^* K_C N_1; \\ x_{CA\{l-l\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{C\{l\}} w_{A\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_C)^* K_A N_1; \\ x_{CB\{l-l\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{C\{l\}} w_{B\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_C)^* K_B N_1; \\ x_{CC\{l-l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{C\{l\}} w_{C\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_C)^* K_C N_1. \end{aligned}$$

Опір власної та взаємної індуктивності між фазами лівого статора визначається за виразами

$$\begin{aligned} x_{AA\{ll\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{A\{ll\}} w_{A\{ll\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_A)^* K_A N_4; \\ x_{AB\{ll\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{A\{ll\}} w_{B\{ll\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_A)^* K_B N_4; \\ x_{AC\{ll\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{A\{ll\}} w_{C\{ll\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_A)^* K_C N_4; \\ x_{BA\{ll\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{B\{ll\}} w_{A\{ll\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_B)^* K_A N_4; \\ x_{BB\{ll\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{B\{ll\}} w_{B\{ll\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_B)^* K_B N_4; \quad (33) \\ x_{BC\{ll\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{B\{ll\}} w_{C\{ll\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_B)^* K_C N_4; \\ x_{CA\{ll\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{C\{ll\}} w_{A\{ll\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_C)^* K_A N_4; \\ x_{CB\{ll\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{C\{ll\}} w_{B\{ll\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_C)^* K_B N_4; \\ x_{CC\{ll\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{C\{ll\}} w_{C\{ll\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_C)^* K_C N_4. \end{aligned}$$

Опір взаємної індуктивності лівого статора з фазами протилежного статора:

$$\begin{aligned} x_{AA\{ll-l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{A\{ll\}} w_{A\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_A)^* K_A N_3; \\ x_{AB\{ll-l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{A\{ll\}} w_{B\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_A)^* K_B N_3; \\ x_{AC\{ll-l\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{A\{ll\}} w_{C\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_A)^* K_C N_3; \\ x_{BA\{ll-l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{B\{ll\}} w_{A\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_B)^* K_A N_3; \\ x_{BB\{ll-l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{B\{ll\}} w_{B\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_B)^* K_B N_3; \quad (34) \\ x_{BC\{ll-l\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{B\{ll\}} w_{C\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_B)^* K_C N_3; \\ x_{CA\{ll-l\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{C\{ll\}} w_{A\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_C)^* K_A N_3; \\ x_{CB\{ll-l\}} &= -\frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{C\{ll\}} w_{B\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_C)^* K_B N_3; \\ x_{CC\{ll-l\}} &= \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{C\{ll\}} w_{C\{l\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_C)^* K_C N_3. \end{aligned}$$

Також параметри (31)–(34) зручно записати в скороченому вигляді, де j та i пробігають по черзі позначення фаз A, B, C :

$$x_{j\{i\}} = g \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{i\{i\}} w_{j\{i\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_l)^* K_j N_2; \quad (35)$$

$$x_{j\{i-II\}} = g \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{i\{i\}} w_{j\{II\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_l)^* K_j N_1; \quad (36)$$

$$x_{j\{II\}} = g \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{j\{II\}} w_{i\{II\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_j)^* K_l N_4; \quad (37)$$

$$x_{j\{II-I\}} = g \frac{\omega \mu_0}{2i\pi} w_{j\{II\}} w_{i\{I\}} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} (K_j)^* K_l N_3, \quad (38)$$

де

$$g = \frac{1}{-1} \begin{vmatrix} x_{AA\{-\}} & x_{AB\{-\}} & x_{BA\{-\}} & x_{BB\{-\}} & x_{CC\{-\}} \\ x_{AC\{-\}} & x_{BC\{-\}} & x_{CA\{-\}} & x_{CB\{-\}} & \end{vmatrix}.$$

Комплексні опори Z_{IA}, Z_{IB}, Z_{IC} розсіювання (лобове, пазове, диференціальне) кожного статора знаходяться за відомими рівняннями з підручників по проектуванню електричних машин, наприклад [15].

Обертовий момент від одного статора знаходиться як реальна частина інтегралів по ρ та ϕ , де добуток магнітної індукції цього статора B_z на струм $(i_\rho)^*$ і на радіус ρ :

$$M = Re \int_{r_1}^{r_2} \int_{-\pi}^{\pi} B_z (i_\rho)^* \rho d\phi d\rho. \quad (39)$$

Використавши в (39) перетворене значення індукції \vec{B}_z (5) і (6), а також позначення (27), рівняння моменту запишеться в наступному вигляді відповідно для правого та лівого статора при паралельному включенні статорів:

$$M_{\{I\}} = Re \left[\sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\mu_0 n}{4i\pi} (\tilde{i}_{\rho I\{I\}})^* (\tilde{i}_{\rho I\{II\}} N_1 + \tilde{i}_{\rho I\{I\}} N_2) \right]; \quad (40)$$

$$M_{\{II\}} = Re \left[\sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\mu_0}{4i\pi} (\tilde{i}_{\rho I\{II\}})^* (\tilde{i}_{\rho I\{I\}} N_3 + \tilde{i}_{\rho I\{II\}} N_4) \right]. \quad (41)$$

Тоді обертовий момент на роторі від двох протилежних статорів знаходиться сумою

$$M = M_{\{I\}} + M_{\{II\}}. \quad (42)$$

Напряга фаз для правого статора при $z = 0$ знаходиться за виразами

$$U_{A\{I\}} = I_{A\{I\}} Z_{IA\{I\}} + I_{A\{I\}} x_{AA\{I\}} + I_{B\{I\}} x_{AB\{I\}} + I_{C\{I\}} x_{AC\{I\}} + I_{A\{II\}} x_{AA\{I-II\}} + I_{B\{II\}} x_{AB\{I-II\}} + I_{C\{II\}} x_{AC\{I-II\}}; \quad (43)$$

$$U_{B\{I\}} = I_{A\{I\}} x_{BA\{I\}} + I_{B\{I\}} Z_{IB\{I\}} + I_{B\{I\}} x_{BB\{I\}} + I_{C\{I\}} x_{BC\{I\}} + I_{A\{II\}} x_{BA\{I-II\}} + I_{B\{II\}} x_{BB\{I-II\}} + I_{C\{II\}} x_{BC\{I-II\}}; \quad (44)$$

$$U_{C\{I\}} = I_{A\{I\}} x_{CA\{I\}} + I_{B\{I\}} x_{CB\{I\}} + I_{C\{I\}} Z_{IC\{I\}} + I_{C\{I\}} x_{CC\{I\}} + I_{A\{II\}} x_{CA\{I-II\}} + I_{B\{II\}} x_{CB\{I-II\}} + I_{C\{II\}} x_{CC\{I-II\}} \quad (45)$$

і для статора при $z = -d$

$$U_{A\{II\}} = I_{A\{II\}} x_{AA\{II-I\}} + I_{B\{II\}} x_{AB\{II-I\}} + I_{C\{II\}} x_{AC\{II-I\}} + I_{A\{II\}} Z_{IA\{II\}} + I_{A\{II\}} x_{AA\{II\}} + I_{B\{II\}} x_{AB\{II\}} + I_{C\{II\}} x_{AC\{II\}}; \quad (46)$$

$$U_{B\{II\}} = I_{A\{II\}} x_{BA\{II-I\}} + I_{B\{II\}} x_{BB\{II-I\}} + I_{C\{II\}} x_{BC\{II-I\}} + I_{A\{II\}} x_{BA\{II\}} + I_{B\{II\}} Z_{IB\{II\}} + I_{B\{II\}} x_{BB\{II\}} + I_{C\{II\}} x_{BC\{II\}}; \quad (47)$$

$$U_{C\{II\}} = I_{A\{II\}} x_{CA\{II-I\}} + I_{B\{II\}} x_{CB\{II-I\}} + I_{C\{II\}} x_{CC\{II-I\}} + I_{A\{II\}} x_{CA\{II\}} + I_{B\{II\}} x_{CB\{II\}} + I_{C\{II\}} Z_{IC\{II\}} + I_{C\{II\}} x_{CC\{II\}}. \quad (48)$$

При підключенні двигуна до джерела живлення зазвичай покладається заданою система його лінійних напруг, тому для визначення енергетичних показників двигуна необхідно спочатку визначити фазні струми в обмотках залежно від схем з'єднання обмоток. При з'єднанні обмотки в зірку без нульового провідника й паралельному з'єднанні обмоток протилежних статорів (з однаковими лінійними напругами) величина фазних струмів визначається із системи рівнянь

$$\begin{aligned} U_{A\{I\}} - U_{B\{I\}} &= \sqrt{2} u_{AB}; \quad U_{B\{I\}} - U_{C\{I\}} = \sqrt{2} u_{BC}; \\ I_{A\{I\}} + I_{B\{I\}} + I_{C\{I\}} &= 0; \\ U_{A\{II\}} - U_{B\{II\}} &= \sqrt{2} u_{AB}; \\ U_{B\{II\}} - U_{C\{II\}} &= \sqrt{2} u_{BC}; \\ I_{A\{II\}} + I_{B\{II\}} + I_{C\{II\}} &= 0, \end{aligned} \quad (49)$$

в якій фазні напруги для кожного із статорів визначаються залежностями (43)–(48), а u_{AB} та u_{BC} – задані дійсні комплексні значення лінійних напруг мережі живлення.

При з'єднанні обмоток кожного статора в трикутник фазні струми визначаються із системи рівнянь

$$\begin{aligned} U_{A\{I\}} &= \sqrt{2} u_{AB}; \quad U_{B\{I\}} = \sqrt{2} u_{BC}; \quad U_{C\{I\}} = \sqrt{2} u_{CA}; \\ U_{A\{II\}} &= \sqrt{2} u_{AB}; \quad U_{B\{II\}} = \sqrt{2} u_{BC}; \quad U_{C\{II\}} = \sqrt{2} u_{CA}. \end{aligned} \quad (50)$$

Аналогічним чином знаходяться фазні струми при паралельному живленні протилежних статорів від однаково заданої системи фазних напруг, тобто від чотирипровідної мережі (зірка з нульовим провідником).

Відповідно до (28), з урахуванням комплексних опорів розсіювання, знаходиться повна потужність статорів за наступними рівняннями, в яких напруга визначається із (43)–(48):

$$S_{\{I\}} = \frac{1}{2} \left((I_{A\{I\}})^* U_{A\{I\}} + (I_{B\{I\}})^* U_{B\{I\}} + (I_{C\{I\}})^* U_{C\{I\}} \right); \quad (51)$$

$$S_{\{II\}} = \frac{1}{2} \left((I_{A\{II\}})^* U_{A\{II\}} + (I_{B\{II\}})^* U_{B\{II\}} + (I_{C\{II\}})^* U_{C\{II\}} \right). \quad (52)$$

Отже, повна потужність двигуна ТДАД з одним дисковим ротором і двома статорами – S , активна потужність статорів $P_{\{I\}}$ і $P_{\{II\}}$, коефіцієнт потужності відповідно правого $\cos \varphi_{i\{I\}}$ та лівого $\cos \varphi_{i\{II\}}$ статорів, механічна потужність P_2 та коефіцієнт корисної дії (ККД) η знаходяться відповідно за наступними рівняннями

$$\begin{aligned} S &= S_{\{I\}} + S_{\{II\}}; P_{\{I\}} = \operatorname{Re}(S_{\{I\}}); P_{\{II\}} = \operatorname{Re}(S_{\{II\}}); \\ \cos \varphi_{i\{I\}} &= \operatorname{Re} \left[\frac{z_{i\{I\}}}{|z_{i\{I\}}|} \right]; \\ \cos \varphi_{i\{II\}} &= \operatorname{Re} \left[\frac{z_{i\{II\}}}{|z_{i\{II\}}|} \right]; \end{aligned} \quad (53)$$

$$P_2 = M\omega(1-s) \frac{C_s}{p}; \eta = P_2 / \operatorname{Re}[S].$$

Осьова магнітна сила, що діє на дисковий ротор, знаходиться за виразом [2]

$$F_z = \frac{\pi}{2\mu_0} \sum_{n=-\infty}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} C_{nk} \left(\tilde{B}_{z[1]} \left(\tilde{B}_{z[1]} \right)^* - \tilde{B}_{z[3]} \left(\tilde{B}_{z[3]} \right)^* \right), \quad (54)$$

який отримано з тензора натягів Максвелла [16], де використано перетворені значення магнітної індукції (5), (6).

Для ТДАД з вихідними даними, що зведені в табл. 1, виконано чисельний розрахунок енергетичних показників ТДАД з дисковим електропровідним ротором при паралельному включенні протилежних статорів за рівняннями, наданими вище.

Таблиця 1 – Вихідні дані

Параметр	Значення
$r_{1,м}$	2,7
$r_{2,м}$	3,5
$r_{3,м}$	2,5
$r_{4,м}$	3,7
s	0,15
w_I	1
$d,м$	0,018
$h,м$	0,012
$(p_1 + \beta)$	(12+1)
C_s	0,5
$n_1, об/хв$	18,7
q	16
t	3
$U, кВ$	3
$\sigma, См / м$	20000000
$d = d_1 + h + d_2, м$	0,018=0,001+ +0,012+0,005

Результат розрахунку енергетичних показників залежно від величини питомої магнітної проникності ротора зображено на рис. 3. Загалом спостеріга-

ється зниження якісних та кількісних енергетичних показників зі збільшенням відносної магнітної проникності μ_r . Рис. 3,а – залежність активної потужності P однодискового двостаторного ТДАД, корисної потужності P_2 , моменту M і струму на фазі I_f . Рис. 3,б – залежність коефіцієнта потужності

$$\cos \varphi = P/S, \quad (55)$$

коефіцієнта корисної дії η , економічного показника $\cos \varphi \times \eta$.

У межах $\mu_r = 1-200$ спостерігається зростання коефіцієнта корисної дії та коефіцієнта потужності. Потужність, момент і струм постійно знижуються й найбільших значень сягають при немагнітному роторі. Збільшення відносної магнітної проникності понад $\mu_r = 200$ призводить до зниження економічного показника, порівняно з неферомагнітним ротором (на початку графіка). Найбільші значення коефіцієнтів потужності, корисної дії й економічного показника спостерігаються при відносній магнітній проникності близько $\mu_r = 30$.

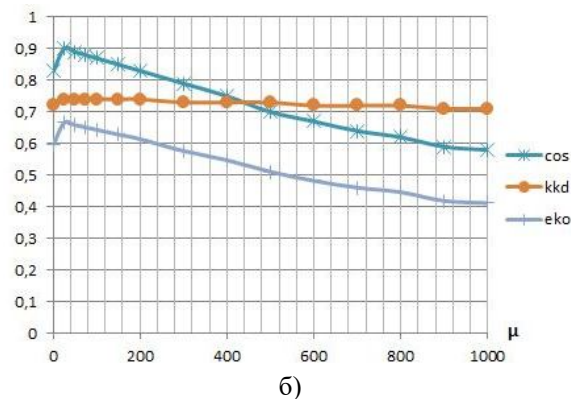
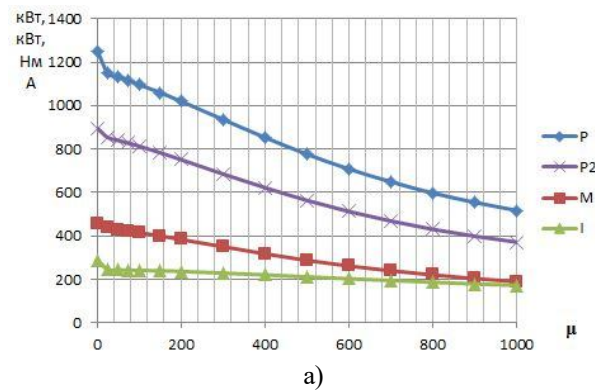


Рисунок 3 – Залежність енергетичних показників від відносної магнітної проникності

У табл. 2 наведено розрахунки для двошарової обмотки при послідовному [12] та паралельному включенні статорів у мережу. Розрахунок виконано для магнітного ($\mu_r = 100$) та немагнітного ($\mu_r = 1$) дискового ротора при відносній сталій електропровідності $\sigma = 20 \cdot 10^6 \text{ См/м}$.

Таблиця 2 – Енергетичні показники

	Послід.	Парал.	Послід.	Парал.
μ_r	100	100	1	1
$P, \text{кВт}$	1084	1091	1277	1277
$P_{\{I\}}, \text{кВт}$	575	504	639	643
$P_{\{II\}}, \text{кВт}$	509	588	638	635
$U_j, \text{В}$	3000	–	3000	–
$U_{j\{I\}}, \text{В}$	1600	1500	1499	1500
$U_{j\{II\}}, \text{В}$	1400	1500	1500	1500
$I_j, \text{А}$	235	–	288	–
$I_{j\{I\}}, \text{А}$	235	210	288	289
$I_{j\{II\}}, \text{А}$	235	267	288	288
$M, \text{кНм}$	417	427	475	474
$M_{\{I\}}, \text{кНм}$	223	225	237	238
$M_{\{II\}}, \text{кНм}$	194	202	237	237
$P_M, \text{кВт}$	817	836	930	930
$\cos \phi_{\{I\}}$	0,88	0,92	0,85	0,86
$\cos \phi_{\{II\}}$	0,89	0,85	0,85	0,85
$\cos \phi$	0,89	0,89	0,85	0,85
η	0,75	0,77	0,73	0,73
$F_z, \text{кН}$	616	390	-11	-81

Із табл. 2 видно, що при відхиленні дискового ротора по осі z до одного зі статорів енергетичні показники змінюються несуттєво. При цьому магнітні сили, які діють на магнітний ротор ($\mu_r = 100$) в осьовому напрямку до ближчого статора, в паралельно підключених статорах в 1,58 разів менші, а ККД на 2 % більший.

При використанні немагнітного ротора осьові магнітні сили несуттєві й здійснюють незначну стабілізацію ротора посередині зазору.

ВИСНОВКИ. На основі методів теорії поля встановлені параметри торцевого дугостаторного асинхронного двигуна для паралельного включення протилежних статорів з двошаровими обмотками. При використанні феромагнітного ротора паралельне включення обмоток більш ніж в 1,5 разів зменшує осьову силу, діючу на несиметрично розміщений у зазорі ротор, збільшить на 2 % ККД. Несиметрія в зазорі при паралельному й послідовному включенні двошарових обмоток статорів не має суттєвого впливу на енергетичні показники, особливо при використанні немагнітного ротора. На немагнітний ротор діють незначні стабілізуючі осьові сили, що «намагаються» розмістити його посередині зазору.

ЛІТЕРАТУРА

1. Profumo F., Zheng Zh., Tenconi A. Axial flux machines drives: a new viable solution for electric cars // IEEE Industrial Electronics Magazine. – 1997. – Iss. 44 (1). – PP. 39–45.

2. Ращепкін А.П., Крищук Р.С. Енергетичні показники торцевого дугостаторного асинхронного двигуна з дисковим феромагнітним ротором та компенсованою обмоткою // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». Тематичний випуск «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – Харків: НТУ «ХПІ», 2015. – Вип. 5 (1114). – С. 76–84.

3. Zahra N.-G., Hamid L. A survey on axial flux induction motors // Przegląd elektrotechniczny (Electrical Review), R.88 NR 2/2012. – PP. 300–305.

4. Стюарт М., Свалбонас Дж. Крупногабаритные мельницы измельчения компании Metso Minerals // Горная промышленность. – 2007. – Вып. 1 (70). – С. 58–64.

5. Hofmann E.J., McEniery P.M., Nielsen B. Sugar mill drives – the latest improvements in gear and pinion manufacturing technology // Proc. Aust. Soc. Sugar Cane Technol. – 2005. – Iss. 27. – PP. 489–498.

6. Поветкин В.В., Сушкова О.А. Повышение долговечности тяжелонагруженных зубчатых передач методами поверхностно-пластического деформирования // Сборник материалов III Международной научной конференции «Актуальные проблемы механики и машиностроения». – Т. 2. – Алматы, 2009. – С. 257–261.

7. Чижик Е.Ф., Алексеев В.Н. Концепция увеличения производительности шаровых рудоизмельчительных мельниц // Горная промышленность. – 2005. – Вып. 5. – С. 53–54.

8. Виноградов Б.В. Проблемы создания двухдвигательных приводов барабанных мельниц // Научный вестник НГУ. – 2012. – Вип. 5. – С. 61–65.

9. Фридкин П.А. Безредукторный дугостаторный электропривод. – М.: Энергия, 1970.

10. Козаченко Е.В. Линейные тяговые электродвигатели. – М.: Информэлектро, 1984.

11. Власов В.В., Сарапулов Ф.Н., Урманов Ю.Р. Математическая модель торцевого асинхронного двигателя с биметаллическим ротором // Электричество. – 1992. – Вып. 7. – С. 37–41.

12. Кондратенко І.П., Крищук Р.С., Ращепкін А.П. Електромагнітні процеси в торцевій дугостаторній асинхронній машині з двошаровою обмоткою // Техн. електродинаміка. – 2015. – Вип. 6. – С. 34–40.

13. Кошляков Н.С., Глинер Э.Б., Смирнов М.М. Уравнения в частных производных математической физики. – М.: Высшая школа, 1970. – 712 с.

14. Бронштейн И.Н., Семендяев К.А. Справочник по математике для инженеров и учащихся вузов. – М.: Наука, 1986.

15. Копылов И.П. Проектирование электрических машин: учеб. пособие для вузов. – М.: Энергия, 1980. – 496 с.

16. Тамм И.Е. Основы теории электричества: учеб. пособие для вузов. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1989. – 504 с.

PARAMETERS OF THE AXIAL ARC-STATOR INDUCTION MOTOR WITH THE PARALLEL INCLUSION OF THE DOUBLE LAYER WINDINGS OF THE ALTERNATE STATORS

A. Raschepkin, R. Kryshchuk

Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine
prosp. Peremohy, 56, Kyiv, 03680, Ukraine. E-mail: kr@e-mail.ua

Gearless electric drive is a topical for the powerful equipment industry, particularly for ball mills. This paper presents an analytical calculation of the electromagnetic parameters for axial arc-stator induction motor with solid rotors and with parallel connection windings of the alternate stators. The motor is presented as a gearless drive. **Purpose.** The main purpose of the work is an analytically way to get the motor parameters. Parameters are consists of the main resistance – self-inductance and mutual inductance. The method of calculation involves determining the energy parameters of axial arc-stator induction motor 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. **Methodology.** It should be noted that the mathematical model of the machine is based on the Maxwell field equations written in cylindrical coordinates and integral transforms. The double layer winding with half-filled slots on the ends of the magnetic core is used. **Originality.** Attention is given to the linear velocity of rotor rotation, which not uniform across radial coordinate. It takes into account non uniform magnetic field across the axial direction of the air gap. **Results.** Here is the calculation of the energy performance of the axial arc-stator induction motor for a powerful gearless electric drum ball mills. The energy indicators with parallel connection windings of the alternate stators are shown here. The article has an analytical calculation the electromagnetic axial forces acting on the asymmetrical placement rotor disc in the air gap. As shown here, axial forces with asymmetrical placement of the rotor in the gap is lower with parallel connection of the stators. In these conditions the efficiency is better than in series connection of stators.

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

REFERENCES

1. Profumo, F., Zheng, Zh. and Tenconi, A. (1997), "Axial flux machines drives: a new viable solution for electric cars", *IEEE Industrial Electronics Magazine*, Vol. 44, no. 1, pp. 39–45.
2. Raschepkin, A.P. and Kryshchuk, R.S. (2015), "Energy indicators in the axial arc-stator induction machines with disk rotor and double layer winding", *Visnyk NTU "KhPI"*, Vol. 5, pp. 76–84. (in Ukrainian)
3. Zahra, N.-G. and Hamid, L. (2012), "A survey on axial flux induction motors", *Przeglad elektrotechniczny (Electrical Review)*, Vol. 2, pp. 300–305.
4. Stuart, M. and Svalbonas, J. (2007), "Heavy-duty grinding mills of Metso Minerals Company", *Mining industry*, Vol. 1, no. 70, pp. 58–64. (in Russian)
5. Hofmann, E.J., McEniery, P.M. and Nielsen, B. (2005), "Sugar mill drives – the latest improvements in gear and pinion manufacturing technology", *Proc. Aust. Soc. Sugar Cane Technol.*, Vol. 27, pp. 489–498.
6. Povetkin, V.V. and Sushkova, O.A. (2009), "Increased durability of heavy-duty gears methods of surface plastic deformation", *Sbornik materialov III mezhdunarodnoy nauchnyy konferentsii "Aktualnye problemy mehaniki i mashynostroeniia, Tom II*, Almaty, 2009, pp. 257–261. (in Russian)
7. Chyzhyk, E.F. and Alekseev, V.N. (2005), "The concept of increasing the productivity of ore grinding ball mill", *Gornaya promyshlennost*, Vol. 5, pp. 53–54. (in Russian)
8. Vinogradov, B.V. (2012), "Problems of creation of two-motor tumbling mills drives", *Naukovyi visnyk NGU*, Vol. 5, pp.61–65. (in Russian)
9. Fridkin, P.A. (1970), *Bezreduktorny dugo-statornyi elektroprivod* [Gearless electric drive with arc-shaped stator], Energiya, Moscow. (in Russian)
10. Kozachenko, E.V. (1984), *Lineinye tiagovye elektrodvigateli* [Linear traction motors], Informelektro, Moscow. (in Russian)
11. Vlasov, V.V., Sarapulov, F.N. and Urmanov, Yu.R. (1992), "Mathematical model of the mechanical induction motor with bimetallic rotor", *Elektrichestvo*, Vol. 7, pp. 37–41. (in Russian)
12. Kondratenko, I.P., Kryshchuk, R.S. and Rashchepkin, A.P. (2015), "Electromagnetic processes in the axial arc-stator induction machines with double layer winding", *Tekhnichna elektrodynamika*, Vol. 6. pp. 34–40. (in Ukrainian)
13. Koshliakov, N.S., Gliner, E.B. and Smirnov, M.M. (1970), *Uravneniya v chasnykh proizvodnykh matematicheskoy fiziki* [Partial differential equations of mathematical physics], Vysshaya shkola, Moscow. (in Russian)
14. Bronshtein, I.N. and Semendiyev, K.A. (1986), *Spravochnik po matematike dlia inzhenerov i uchashihsia vuzov* [Handbook of mathematics for engineers and university students], Nauka, Moscow. (in Russian)
15. Kopylov, I.P. (1980), *Proektirovanie elektricheskikh mashyn, Uchebnoe posobie dlia vuzov* [Design of electrical machines, Textbook for universities], Energiya, Moscow. (in Russian)
16. Tamm, I.E. (1989), *Osnovy teorii elektrichestva. Uchebnoe posobie dlia vuzov* [Fundamentals of the theory of electricity, Proc. manual for schools], Nauka, Moscow. (in Russian)

Стаття надійшла 25.05.2016.