

ВПЛИВ НАГРІВУ ПОСТІЙНИХ МАГНІТІВ НА ХАРАКТЕРИСТИКИ ПОТУЖНИХ СИНХРОННИХ МАГНІТОЕЛЕКТРИЧНИХ ДВИГУНІВ

Ю.М. Васьковський*, докт. техн. наук, Д.С. Нестеренко
НТУ України «Київський політехнічний інститут ім. Ігоря Сікорського»,
пр. Берестейський, 37, Київ, 03056, Україна,
e-mail: yun157@gmail.com; denia1112222@gmail.com.

Розглядається тяговий синхронний двигун з постійними магнітами (СДПМ) потужністю 140 кВт, призначений для приводу маневрених електровозів і локомотивів потягів метро. Досліджується вплив нагріву постійних магнітів (ПМ) двигуна на його характеристики. Нагрів ПМ під час експлуатації СДПМ супроводжується зменшенням магнітних характеристик ПМ і відповідним зменшенням потужності двигуна, що змінює можливості його надійного функціонування. Тому необхідним є аналіз змін характеристик СДПМ, викликаний нагрівом ПМ. Мета роботи – розробка мультифізичної математичної моделі СДПМ та оцінка впливу нагріву ПМ на характеристики двигуна. Поставлена мета досягається шляхом розробки мультифізичної математичної моделі фізичних процесів в СДПМ, яка враховує взаємний вплив електромагнітних, теплових і вентиляційних процесів під час розрахунку характеристик двигуна, що забезпечує підвищену достовірність результатів моделювання. За результатами математичного моделювання отримано інформацію щодо суттєвого впливу нагріву ПМ на електромагнітний момент і потужність тягового СДПМ. Встановлено, що у разі нагріву ПМ на кожний 1°C СДПМ в середньому втрачає близько 0,12% потужності. Практична цінність полягає у технічних пропозиціях щодо підвищення рівня температурної стабілізації ПМ, що сприяє стабілізації енергетичних характеристик СДПМ. Бібл. 18, табл. 2, рис. 3.

Ключові слова: тяговий синхронний двигун з постійними магнітами, нагрів постійних магнітів, мультифізична математична модель.

Вступ. Синхронні двигуни з постійними магнітами (СДПМ) знаходять широке використання в приводах різних об'єктів і систем, зокрема в транспортних засобах, літальних апаратах різного типу тощо. З огляду на особливості функціонування таких об'єктів, одною з основних вимог до СДПМ в їхньому складі є мінімальні масо-габаритні характеристики двигунів за максимально досяжних показників їхньої потужності. Обмеженість активного об'єму таких форсованих двигунів призводить до значного перегріву основних вузлів СДПМ, зокрема обмотки якоря і постійних магнітів (ПМ). В СДПМ широко використовуються ПМ типу NdFeB, які мають найкращі магнітні показники (залишкова індукція в найкращих марках таких ПМ сягає 1,3...1,4 Тл). Але нагрів ПМ призводить до помітного погіршення їхніх магнітних характеристик, зокрема зменшення залишкової магнітної індукції B_r і коерцитивної сили H_c . З точки зору фізики це пояснюється тим, що за високих температур збільшення теплової енергії викликає підвищену вібрацію та рух атомів матеріалу. Цей хаотичний рух долає магнітні сили, які вирівнюють магнітні домени у матеріалі. Коли домени втрачають однаковий напрямок намагнічування, сумарне магнітне поле ПМ слабшає. Якщо температура перевищує точку Кюрі, намагніченість втрачається повністю, і ПМ переходить в парамагнітний стан. За високих температур коерцитивна сила магніту також зменшується. Це пов'язано з підвищеною рухливістю атомів, що полегшує переорієнтацію магнітних доменів, і для розмагнічування ПМ потрібна менша напруженість зовнішнього магнітного поля. Тому нагрів ПМ стають більш вразливі до розмагнічування під впливом магнітного поля реакції якоря під час перевантаження двигуна. Таким чином сплави рідкоземельних металів виявляють значну температурну чутливість і починають втрачати свої магнітні властивості вже за температурах, які вважаються допустимими для ізоляції обмоток електричних машин.

За інформацією різних авторів, наприклад [1–5], залишкова магнітна індукція ПМ типу NdFeB знижується на (0,11... 0,13)% за кожне підвищення температури на 1°C у заданому діапазоні робочих

© Васьковський Ю.М., Нестеренко Д.С., 2025

*ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-1262-0939>

© Видавець ВД «Академперіодика» НАН України, 2025



Це стаття відкритого доступу за ліцензією CC BY-NC-ND 4.0
<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/legalcode.uk>

температур. Тобто у разі нагріву ПМ на $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ B_r зменшується на (11...13)%. Як наслідок, це призводить до відповідного зменшення магнітного потоку збудження, електромагнітного моменту і потужності двигуна. Неодимові магніти серії N практично не змінюють свої характеристики за нагріву лише до $80\text{ }^{\circ}\text{C}$, а серії M – до $100\text{ }^{\circ}\text{C}$. Робоча температура обмоток двигуна зазвичай досягає $110\text{...}120\text{ }^{\circ}\text{C}$, а пікова температура під час форсування двигуна може сягати $150\text{ }^{\circ}\text{C}$ і більше. Наприклад, якщо в СДПМ використовуються магніти марки M, то за їх нагріву до $100\text{ }^{\circ}\text{C}$, що є допустимою робочою температурою для обмоток статора, навіть за номінального струмового навантаження обмотки двигун буде видавати меншу потужність, ніж його заявлена проектна потужність.

Нагрів ПМ і відповідне погіршення магнітних характеристик ПМ відбувається не тільки побічно за рахунок теплопередачі теплових втрат від статора до ПМ, але й за рахунок певних внутрішніх втрат в ПМ. Це вимагає їхнього урахування в математичних моделях СДПМ. З фізичної точки зору внутрішні втрати в ПМ обумовлені явищами гістерезису та індукованих вихрових струмів. Втрати на гістерезис виникають у разі значного навантаженні СДПМ, що супроводжується істотним збільшенням струму обмотки статора (якоря) і відповідного магнітного потоку реакції якоря. При цьому збільшується просторовий кут зсуву між магнітними потоками ПМ і обмотки якоря, в результаті чого на одній частині довжини ПМ два потоки спрямовані зустрічно, а на іншій – збігаються. В результаті на одних ділянках ПМ результуюча магнітна індукція є меншою у порівнянні з залишковою індукцією ПМ, а на інших – більша за залишкову індукцію ПМ. У разі переміщення ротора разом з ПМ відносно зубців статора зазначені ділянки зміщуються, що в кінцевому підсумку веде до втрат на гістерезис. Втрати на вихрові струми обумовлені високочастотними пульсаціями магнітної індукції в повітряному проміжку, викликаними зубчастою структурою осердя статора. Частота таких пульсацій може досягати кілька сотень герц і залежить від швидкості обертання ротора, кількості зубців статора та числа полюсів машини. За оцінками роботи [6] хоча величина втрат на вихрові струми в ПМ менша, ніж величина втрат на гістерезис, але вони можуть сягати половинного значення втрат на гістерезис. Втрати на гістерезис є більшими в ПМ типу SmCo, а втрати на вихрові струми більші в ПМ типу NdFeB завдяки наявності в їхньому складі заліза.

Зміна температури СДПМ в процесі його функціонування в різних режимах роботи вимагає обов'язкового урахування зміни характеристик ПМ під час нагріву для адекватного розрахунку і визначення силових та енергетичних характеристик СДПМ [8–10].

Тому проектування і розрахунки характеристик форсованих СДПМ з високими масогабаритними показниками потрібно проводити з використанням комплексних мультифізичних математичних моделей (КМММ), які враховують взаємний вплив електромагнітного і теплового процесів і дають можливість отримати з підвищеною достовірністю розрахункові характеристики двигуна. Важливим є урахування характеристик наявної системи охолодження двигуна [11].

Метою роботи є розробка мультифізичної математичної моделі СДПМ та оцінка впливу нагріву постійних магнітів на характеристики потужного двигуна.

Математична модель. Сформулюємо КМММ для *усталених* електромагнітного, теплового і вентиляційного процесів, які відповідають номінальному режиму роботи СДПМ.

З метою отримання найбільш достовірних результатів електромагнітні і теплові процеси доцільно досліджувати в рамках теорії поля. Будемо вважати, що усі електромагнітні величини (струми, функції поля) змінюються у часі за синусоїдним законом, що уможливило використання у процесі аналізу методу комплексних амплітуд. Електромагнітне та температурне поле аналізуються у 2D наближенні у поперечному перерізі активної зони СДПМ. Оскільки осердя статора і ротора є шихтованими, впливом вихрових струмів в листах шихтовки на розподіл поля можна знехтувати. Електромагнітне поле відносно комплексної амплітуди векторного магнітного потенціалу A_z в активній зоні СДПМ описується наступним рівнянням [12]:

$$\nabla \times \left(\frac{1}{\mu(T)} (\nabla \times A_z - B_r(T)) \right) = J_{z \text{ ext}}, \quad (1)$$

де $\mu(T)$ – магнітна проникність, яка в загальному випадку залежить від температури T ; $J_{z \text{ ext}}$ – густина сторонніх струмів в фазах обмотки статора. Рівняння (1) доповнюється граничною умовою – значенням векторного магнітного потенціалу на границі розрахункової області. На зовнішній границі осердя статора G задається однорідна гранична умова першого роду, $A_z|_G = 0$, що означає відсутність магнітних потоків розсіювання через ярмо статора. Магнітна проникність феромагнітної сталі різко змен-

шується лише за нагріву до температури 600...700 °С, коли руйнується її доменна структура (точка Кюрі), але в електричних машинах такі температури не спостерігаються. Урахування нелінійної залежності магнітної проникності від магнітної індукції визначається ітераційним методом за заданими кривими намагнічування.

Кінцевою метою математичного моделювання є результати дослідження впливу нагріву активної зони СДПМ, зокрема ПМ, на енергетичні характеристики двигуна – величини *середнього* електромагнітного моменту і потужності. Внаслідок неоднорідної структури повітряного проміжку між статором і ротором у разі обертання ротора СДПМ виникають суттєві коливання електромагнітного моменту. Тому задля адекватного визначення середнього електромагнітного моменту необхідно виконати розрахунки миттєвих значень моменту $M_{Em}(t)$ за час одного повного обороту ротора. Середнє значення електромагнітного моменту знаходиться інтегруванням миттєвих значень моменту в межах періоду часу T_ω повного обороту ротора

$$M_{Em\ Aver} = \frac{1}{T_\omega} \int_0^{T_\omega} M_{Em}(t) dt. \quad (2)$$

Задля отримання часових залежностей моменту рівняння (1) розв'язується *методом багатопозиційних розрахунків*. Для інтервалу часу T_ω з кроком по часу Δt виконується серія розв'язків стаціонарного рівняння (1) з урахуванням зміни у часі струмів статора і кутового положення ротора, що обертається з незмінною кутовою швидкістю ω_R . Надалі часові залежності електромагнітного моменту $M_{Em}(t)$ знаходяться у вигляді сукупності значень моменту, отриманих під час розв'язання рівняння (1) в моменти часу $t_k = t_{k-1} + \Delta t$, $k = 1, \overline{N}$. Електропровідність в пазах статора приймається рівною нулю, але у відповідності до схеми обмотки задається стороння густина струмів, яка для фаз трифазної обмотки визначається формулами

$$\begin{aligned} J_A(t) &= J_m \cos(\omega_k t_k + \theta); \\ J_B(t) &= J_m \cos(\omega_k t_k + 2\pi/3 + \theta); \\ J_C(t) &= J_m \cos(\omega_k t_k + 4\pi/3 + \theta), \end{aligned} \quad (3)$$

де $J_m = I_m u_{s1}/S_{s1}$ – амплітуда густини струму у фазах обмотки статора; u_{s1} – число послідовно з'єднаних провідників у пазу статора; S_{s1} – площа перерізу паза статора. Кут θ в формулах (3) формує фазовий зсув струмів обмотки статора і, відповідно, просторовий зсув магнітного поля статора відносно осі полюсів ротора. Вибором величини θ шляхом чисельних експериментів забезпечується досліджуваний режим роботи (потужність) синхронного двигуна.

Переміщення ротора моделюється зміною координат x , y точок ротора. Зміна Δx , Δy координат ротора по кроку у часі Δt задаються наступними формулами:

$$\begin{cases} \Delta x = \cos[\omega_R \cdot (t_{k-1} + \Delta t)] \cdot x - \sin[\omega_R \cdot (t_{k-1} + \Delta t)] \cdot y - x; \\ \Delta y = \sin[\omega_R \cdot (t_{k-1} + \Delta t)] \cdot x - \cos[\omega_R \cdot (t_{k-1} + \Delta t)] \cdot y - y. \end{cases} \quad (4)$$

Після розв'язання рівняння (1) і знаходження складових магнітної індукції миттєве значення електромагнітного моменту розраховується за допомогою формули, яка ґрунтується на використанні тензора магнітного натягу на поверхні ротора [12]

$$M_{Em}(t) = \frac{2pR_\delta l_r}{\mu(0)} \int_0^\tau B_n B_\tau dl, \quad (5)$$

де p , τ – число пар полюсів і полюсна поділлка; l_r , R_δ – активна довжина і радіус ротора; B_n , B_τ – нормальна (направлена перпендикулярно до точки поверхні) і тангенціальна (направлена уздовж дотичної до точки поверхні) проекції вектора магнітної індукції.

Залежність залишкової магнітної індукції $B_r(t)$ від температури T згідно з експериментальними результатами, отриманими в роботі [1] для ПМ типу NdFeB, апроксимується кубічним поліномом

$$B_r(T) = B_{r0} - 2,682 \times 10^3 \times T + 1,663 \times 10^{-5} \times T^2 - 5,613 \times 10^{-8} \times T^3, \quad (6)$$

де B_{r0} – значення залишкової індукції ПМ за початкової температури 20°C. Згідно з формулою (6) у разі нагріву до 100°C залишкова індукція ПМ, що має $B_r(0) = 1,3$ Тл, зменшиться на 0,158 Тл, тобто до 1,142 Тл. Таке зниження $B_r(T)$ відповідає температурному коефіцієнту 0,1215, що цілком корелюється з інформацією, наведеною у роботах [1–5]. Магнітна проникність ПМ визначається як $\mu_r = B_r(T) / H_c(T)$. Її величина близька до магнітної проникності повітря, і оскільки у разі нагріву ПМ одночасно зменшуються як B_r , так і H_c , то в першому наближенні можна вважати її незмінною.

Середня потужність двигуна знаходиться так

$$P_{Aver}(t) = \omega_R M_{EmAver} \quad (7)$$

Втрати потужності в обмотці і магнітопроводі статора знаходяться традиційним методом за заданих активному опорі і струмах в фазах обмотки статора і відомих величинах магнітної індукції в магнітопроводі. Зокрема, втрати в обмотці статора знаходяться так

$$q_1 = 3I_1^2 r_1(T), \quad (8)$$

де $r_1(T)$ – активний опір фази обмотки статора; I_1 – діюче значення струму в фазі статора. Температурна залежність опору для більшості металів описується формулою

$$r_1(T) = r_0(1 + \alpha \Delta T), \quad (9)$$

де r_0 – електричний опір за початкової температури T_0 ; α – температурний коефіцієнт електричного опору (для міді $\alpha = 3,8 \cdot 10^{-3} \text{ 1/}^\circ\text{C}$). Далі знаходять питомі втрати в обмотці статора (Вт/м³)

$$Q_1 = q_1 / V_1, \quad (10)$$

де V_1 – об'єм провідників обмотки статора. Питомі усереднені втрати в ярмі та зубцях статора знаходяться за емпіричними формулами [13]

$$Q_{a1} = p_{1/50} \left(\frac{f}{50} \right)^{1,5} k_a B_a^2 m_a / V_a; \quad Q_{z1} = p_{1/50} \left(\frac{f}{50} \right)^{1,5} k_z B_z^2 m_z / V_z, \quad (11)$$

де k_a, k_z – коефіцієнти, що враховують нерівномірності розподілу магнітного потоку в ярмі і зубцях статора та технологічні фактори: $k_a = 1,6 \dots 1,7$; $k_z = 1,8 \dots 1,9$; B_a, B_z – усереднені значення магнітної індукції в ярмі і зубцях статора; $p_{1/50}$ – питоме значення втрат за індукції 1 Тл і частоті 50 Гц, яке наведено у довідковій літературі; m_a, m_z – маси ярма і зубців статора; V_a, V_z – об'єми ярма і зубців статора. Втратами в магнітопроводі ротора в першому наближенні можна нехтувати.

Важливе значення має достовірне визначення втрат потужності в ПМ. Втрати в ПМ суттєво залежать від технології їхнього виготовлення, процентного співвідношення хімічних речовин в їх складі тощо. Розглядаючи актуальні ПМ типу NdFeB слід виділити три суттєво різні за характеристиками типи, які відрізняються технологією їх виготовлення: спечені NdFeB (Sintered), вкраплені NdFeB (Injection), спресовані NdFeB (Compression bonded). В порівняльній табл. 1 представлено характеристики зазначених типів ПМ [14, 15].

Таблиця 1

Параметр	Спечені NdFeB	Вкраплені NdFeB	Спресовані NdFeB
Магнітна індукція, Тл	0,7... 1,4	0,5 ... 1,3	0,7... 1,3
Коерцитивна сила, кА/м	750 ... 1200	700 ... 1200	700 ... 1400
Механічна міцність	Низька – крихкі	Висока – стійкі до ударів	Середня
Щільність, г/см ³	7,5 ... 7,8	4,5... 5,5	5,6 ... 6,0
Корозійна стійкість	Низька – потрібне захисне покриття	Висока – завдяки полімерній матриці	Середня
Питомий опір, мкОм · м	1,2 ... 1,6	40 ... 70	10 ... 30
Робоча температура, °C	до (100 ... 200)	до 110	до (100 ... 180)
Ціна	Низька	Низька-середня	Середня-висока

З табл. 1 випливає, що для потужних СДПМ, в складі яких ПМ працюють у змінному електромагнітному полі за наявності суттєвих механічних навантажень і в складних умовах навколишнього середовища, найбільш підходящими для використання є вкраплені NdFeB. Вони мають найбільший електричний опір, легші, мають кращу механічну і корозійну стійкість. Під час моделювання втрат в ПМ в математичній моделі вони можуть бути представлені немагнітним електропровідним середовищем з питомим опором 40...70 мкОм·м. Представлений в табл. 1 широкий діапазон можливих чисельних значень питомого опору обумовлений низкою хіміко-технологічних факторів і створює певну не-

визначеність електричних характеристик ПМ в залежності від їх марки, що суттєво впливає на результати розрахунків – величини втрат і температури ПМ. Результати моделювання показали, що характеристики СДПМ суттєво залежать від обраного значення електропровідності ПМ навіть в межах зазначеного діапазону. Підхід до визначення втрат в ПМ шляхом завдання його електропровідності може використовуватися, але потребує адекватної оцінки його достовірності. На практиці часто використовують інший підхід до визначення втрат в ПМ, який ґрунтується на статистичних даних експериментальних досліджень, проведених на ряді різних електричних машин. За результатами наявних експериментальних даних, проведених, наприклад, в роботі [7], у першому наближенні величину цих втрат запропоновано корелювати з потужністю машини. Так, для розрахунків і проектування форсованих машин приблизна величина втрат в ПМ може бути прийнята як 0,001...0,005 від величини її номінальної потужності. Менший відсоток відноситься до потужних електричних машин. Тому в даній роботі для СДПМ, що розглядається далі, втрати в ПМ приймаються як

$$Q_{PM} = 0,001P_2, \quad (12)$$

де P_2 – активна потужність двигуна. Кожна складова втрат локалізована в підобласті, яку займає відповідний елемент конструкції. Теплове поле АД описується стаціонарним диференціальним рівнянням теплопровідності, яке в декартових координатах записується так [16]

$$\lambda \left[\frac{\partial^2 T(x,y)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T(x,y)}{\partial y^2} \right] = -Q(x,y), \quad (13)$$

де λ – коефіцієнт теплопровідності, який для усіх матеріалів в межах існуючих температур СДПМ приймається незмінним. В моделі теплового поля враховується пазова ізоляція обмотки статора з малим коефіцієнтом теплопровідності, завдяки чому між провідниками обмотки статора та стінками зубців існує суттєвий градієнт температури. Повітряний проміжок між статором і ротором в моделі теплового поля представлено суцільним шаром з еквівалентним малим значенням коефіцієнта теплопровідності (0,0267 Вт/м · град), що уможливорює використання розрахункової зони теплового поля такої ж конфігурації, як і для електромагнітного поля. Такий підхід ґрунтується на відомих результатах експериментальних досліджень, наприклад [17], в яких показано, що в електричних машинах з невеликими повітряними проміжками між статором і ротором за ламінарній течії холодоагенту теплообмін між статором і ротором відбувається через поперечну теплопровідність і не залежить від швидкості руху холодоагенту та частоти обертання ротора.

На зовнішніх границях розрахункової області, у тому числі на поверхнях вентиляційних каналів, задаються граничні умови третього роду

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial n} = -\alpha(v)(T - T_{0x}), \quad (14)$$

де $\alpha(v)$ – коефіцієнт тепловіддачі з поверхонь (Вт/м²·град); T_{0x} – усереднена температура охолоджуючого холодоагенту, задана з урахуванням його підігріву у разі руху уздовж каналу. Слід підкреслити, що хоча теплове поле є тривимірним, у процесі моделювання СДПМ з невеликою довжиною статора з огляду на прийнятні витрати обчислювальних ресурсів можливо обмежитися двовимірною постановкою задачі. Розрахункові оцінки показують, що у відносно коротких машинах зміна температури по довжині статора (ротора) є невеликою і для розрахунку середньої температури достатньо задати усереднену величину T_{0x} . Коефіцієнт тепловіддачі залежить від швидкості v руху холодоагенту відносно поверхні. Його числове значення отримують експериментальними методами. Надалі використовується приведена в [13] формула для коефіцієнту тепловіддачі від стінки круглого каналу до повітря, яка справедлива для конструкцій більшості електричних машин

$$\alpha(v) = 0,027\lambda \cdot a^{-0,78} \cdot d_k^{-0,22} \cdot v^{0,78}, \quad (15)$$

де $\alpha = \lambda(T) / C_p = 2,4 \cdot 10^{-5}$ (м²/с) – температуропровідність повітря за 40 °С; $\lambda = 0,0267$ (Вт/м·град) – теплопровідність повітря за температури 40 °С; $C_p = 1020$ (Дж/кг·град) – питома теплоємність; d_k – діаметр каналу. Швидкість руху v_i в i -му вентиляційному каналі виражається через витрати холодоагенту P_i у каналі і площу поперечного перерізу каналу s_i

$$v_i = P_i / s_i. \quad (16)$$

Підставляючи (16) в (15), маємо залежність коефіцієнтів тепловіддачі від витрат холодоагенту.

Під час виконання вентиляційного розрахунку обґрунтовується конструкція системи вентиляції і параметри нагнітальних елементів, які забезпечують потрібні витрати холодоагенту. У разі пові-

тряного охолодження вентиляційна мережа електричної машини складається з послідовно і паралельно з'єднаних між собою вентиляційних каналів і порожнин різної площі перерізу. З урахуванням особливостей вентиляційного процесу у вентиляційній системі електричних машин розрахунок цього процесу на основі рівнянь аеродинаміки є недоцільним, і цей процес з огляду на суттєво меншу обчислювальну складність доцільно проводити на основі зосереджених схем заміщення вентиляційної системи [16]. Задля переміщення по вентиляційній мережі необхідної кількості охолоджуючого повітря вентилятори створюють тиск H , необхідний для подолання аеродинамічного опору мережі. Справедливою є квадратична залежність тиску від витрат P повітря і повного аеродинамічного опору вентиляційній мережі z [16]

$$H = zP^2. \quad (17)$$

Надалі використовується схема заміщення вентиляційної системи, яка характерна для машин з аксіальною системою вентиляції [11]. Але без втрати загальності КМММ можуть бути розглянуті й інші типи систем вентиляції. У розглянутому надалі прикладі схема заміщення складається з 4-х паралельних гілок, які відповідають: аксіальним каналам статора і ротора, кільцевому вентиляційному каналу навколо ярма осердя статора і повітряному проміжку між статором і ротором. Кожна гілка характеризується відповідним аеродинамічним опором. Для ланки мережі, яка складається з послідовно з'єднаних елементів, її сумарний опір дорівнює сумі опорів елементів $z_{series} = \sum z_i$, а для ланки мережі, яка складається з паралельно з'єднаних елементів внаслідок квадратичної залежності (17) для сумарного опору справедливим є вираз $1/z_{parallel} = \sum 1/\sqrt{z_i}$. Достовірний розрахунок опорів z_i з урахуванням особливостей руху холодоагенту по вентиляційній мережі являє собою складну задачу. На практиці часто використовуються експериментально отримані формули для розрахунку опору окремих елементів вентиляційної мережі [16]. Система рівнянь і співвідношень (1) – (17) формує колопольову КМММ сталих електромагнітних, теплових і вентиляційних процесів в СДПМ. Математичний зв'язок між параметрами різних фізичних процесів відображається виразами (6), (9), (14), (15).

Сформульовану КМММ реалізовано в програмному середовищі COMSOL Multiphysics, що дало змогу поєднати відповідні фізичні інтерфейси електромагнітної та теплової задач і розв'язати отриману систему рівнянь в єдиній обчислювальній області. Вентиляційна задача при цьому вирішувалась окремо – на основі схеми заміщення вентиляційної системи, що дало змогу визначити коефіцієнти тепловіддачі та швидкість повітря у відповідних елементах системи охолодження СДПМ. Методологія розв'язання зазначеної КМММ базується на використанні ітераційних розрахунків, в процесі яких відбувається уточнення та узгодження значень електрофізичних і теплофізичних характеристик активних матеріалів, граничних умов, теплових втрат, розподілу температури і векторного магнітного потенціалу. Реалізація КМММ дає можливість отримати узгоджену систему характеристик фізичних процесів різної природи, які відбуваються в СДПМ.

Об'єкт дослідження. Розроблену КМММ реалізовано на прикладі тягового частотно-керованого СДПМ, призначеного для приводу маневрених електровозів і локомотивів потягів метро. Двигуни такого типу розробляються рядом провідних фірм світу, наприклад [18]. Двигун має наступні номінальні дані: потужність $P = 140$ кВт; фазна напруга $U_{np} = 1080$ В; фазний струм $I_{np} = 58$ А; швидкість обертання ротора $n = 1000$ об/хв; кількість полюсів $2p = 6$; повітряний проміжок $\delta = 3$ мм; довжина статора $l_1 = 0,3$ м; зовнішній діаметр статора $D_j = 0,4$ м; кількість пазів статора $Z_1 = 36$. Пази виконані відкритими, ширина пазів $l_s = 11$ мм, висота $h_s = 45$ мм. В осердях статора і ротора виконано аксіальні вентиляційні канали. Їх загальна кількість дорівнює 35, а діаметр кожного каналу – 0,015 м. Задля охолодження статора навколо зовнішньої поверхні ярма статора виконано кільцевий вентиляційний канал висотою 0,004 м. Охолодження – повітряне примусове за допомогою компресора, який в режимі холостого ходу (за нескінченно великого аеродинамічного опору вентиляційної системи) утворює тиск 10 кПа, а в режимі короткого замикання (за нульового опору системи) спроможний видати обсяг повітря 1 м³/с. На зовнішній поверхні ротора встановлено постійні магніти типу NdFeB, які виконані по технології Injection (вкраплені) і за початкової температури 20°C мають залишкову індукцію 1,3 Тл. Задля зменшення коливань електромагнітного моменту ПМ укладені зі скосом по відношенню до повздовжньої осі ротора, який дорівнює куту полюсної поділки статора.

Результати дослідження. За результатами математичного моделювання з використанням розробленої КМММ виконано дослідження змін електромагнітного моменту і потужності зазначеного СДПМ в різних режимах роботи внаслідок нагріву активної зони двигуна, насамперед ПМ. Таке дослідження надає інформацію щодо можливості його ефективної роботи в різних режимах експлуа-

тації, а також створює умови для удосконалення конструкції СДПМ з метою оптимізації сукупності електромагнітних і тепло-вентиляційних процесів.

Переріз активної зони СДПМ показано на рис. 1, а, та 1, б, на яких також зображено розподіл відповідно електромагнітного та теплового полів двигуна в номінальному режимі роботи.

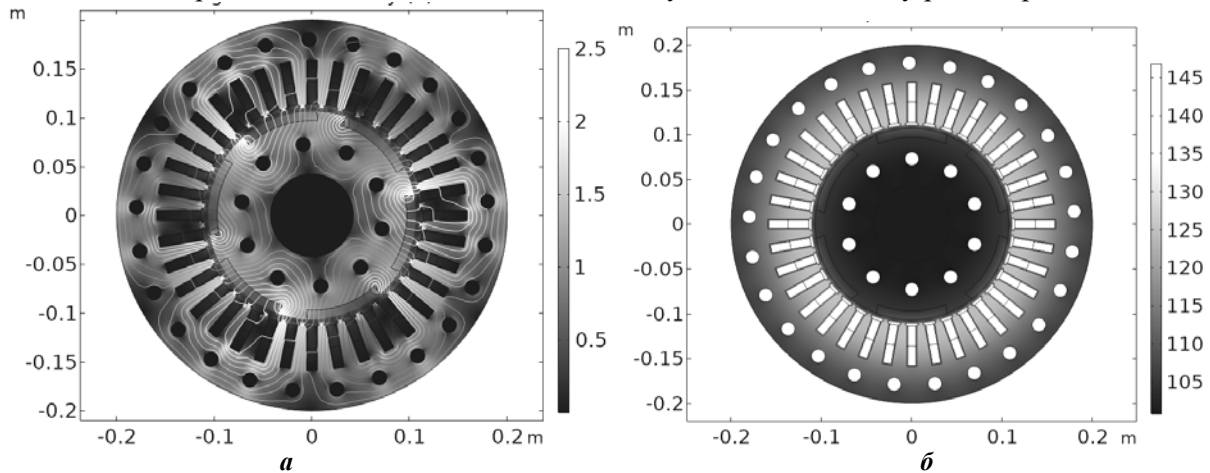


Рис. 1

На рис. 2 показано залежності миттєвих і середніх значень електромагнітного моменту СДПМ за незмінного струму статора для двох температур нагріву ПМ – 20°C (крива 1) та 104°C (крива 2).

Внаслідок нагріву ПМ середнє значення моменту зменшується на 11% – з 1346 Н·м до 1220 Н·м. Таке зменшення моменту у нагрітому стані у порівнянні з “холодним” станом пов’язано зі зменшенням залишкової індукції ПМ (індукція зменшилась з 1,3 до 1,165 Тл.). При цьому амплітуда коливань моменту мало змінюється (складає приблизно 10%).

В табл. 2 представлено окремі розрахункові дані СДПМ в номінальному режимі роботи.

Таблиця 2

Показник	Величина
Кількість вентиляційних каналів статора / ротора	25 / 10
Магнітна індукція в ярмі / зубцях статора, Тл	0,9 / 2,1
Швидкість повітря в повітряному проміжку, м/с	28.2
Швидкість повітря в кільцевому вентиляційному каналі між ярмом і станиною, м/с	32.7
Швидкість повітря в каналах статора і ротора, м/с	28.53
Коефіцієнт тепловіддачі в кільцевому вентиляційному каналі між ярмом і станиною, Вт/(м ² ·°C)	77
Коефіцієнти тепловіддачі в аксіальних каналах статора і ротора, Вт/(м ² ·°C)	99.6
Температура обмотки статора, °C	144
Максимальна температура осердя статора, °C	108
Температура постійних магнітів, °C	104

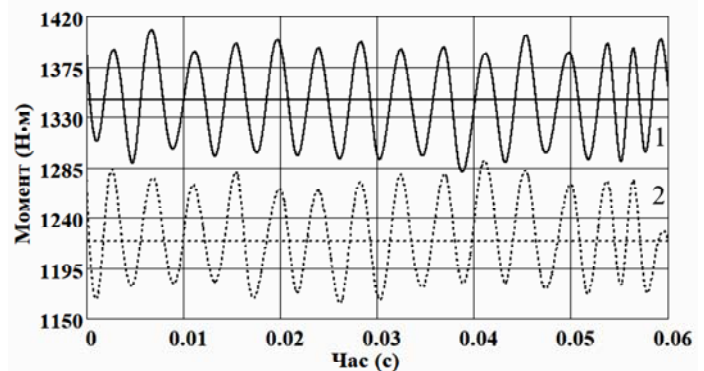


Рис. 2

На рис. 3 наведено залежність потужності двигуна від температури ПМ. Кожна точка залежності розрахована за незмінних умов: однакових напрузі живлення, струмі обмотки статора і кути навантаження. Це дає можливість безпосередньо визначити вплив нагріву ПМ. Від “холодного” до “нагрітого” стану потужність зменшується зі 140 кВт до 128 кВт.

Під час функціонування тягового двигуна внаслідок особливостей експлуатації потягу можуть спостерігатися періоди навантаження СДПМ вище за номінальне (рухи потягу на підйом тощо). Це спричиняє додатковий перегрів СДПМ, що супроводжується додатковою втратою його потужності. Тому за зазначених вище однакових умов проведено оцінку вихідної потужності двигуна у “нагрітому” стані у порівнянні з “холодним” станом у разі збільшення струму статора на 25% і 50%. У разі збільшення струму на 25% стала температура обмотки статора зростає до 166°C, а ПМ до 113°C. У разі перевантаження на 50% температура ся-

гає відповідно 187°C і 124°C. При цьому фактична потужність двигуна у порівнянні з очікуваною зменшується відповідно на 11,6% і 14%.

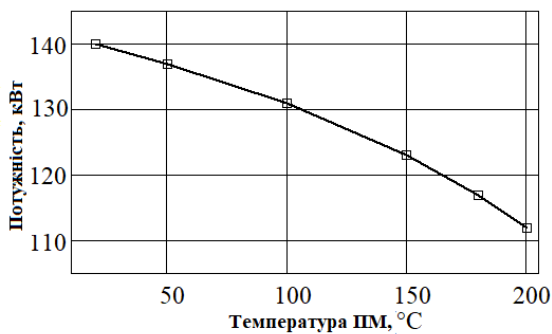


Рис. 3

жче до ПМ або збільшити їхню кількість, що сприятиме покращенню тепловідводу від ПМ. При цьому канали не повинні неприпустимо зменшувати площу перерізу (збільшувати магнітний опір) на шляху магнітних потоків ПМ.

2. Оптимізувати розміри вентиляційних каналів статора і ротора шляхом оптимального вибору їхнього діаметру з урахуванням характеристик нагнітального компресора. У варіанті СДПМ, параметри якого приведено у розділі “об’єкт дослідження”, зменшення діаметру вентиляційних каналів з 15 мм до 12 мм за заданих характеристик компресора призвело до зростання на 14% швидкості руху повітря. Це пояснюється тим, що збільшення аеродинамічного опору системи внаслідок зменшення діаметру каналів призводить до певного зростання тиску компресора (формула (17)) і відповідного збільшення швидкості повітря. Це згідно з формулою (15) збільшує коефіцієнти тепловіддачі в каналах на 16% (до 115,5 Вт/(м²·°C)), а зростання коефіцієнтів тепловіддачі, які формують граничну умову (14), призводить до зменшення температури конструктивних елементів двигуна. Зокрема, в номінальному режимі роботи СДПМ температура ПМ знизилася на 5°C і склала 99°C. Але подальше зменшення діаметру каналів є недоцільним, оскільки це внаслідок зменшення площі поверхні каналів призводить до зростання нагріву, що засвідчує наявність екстремуму залежності температури ПМ від діаметру вентиляційних каналів і необхідність оптимізації геометрії активної зони двигуна на основі результатів мультифізичного моделювання.

Висновки. 1. Розроблено комплексну мультифізичну математичну модель фізичних процесів в форсованих тягових електричних машинах, яка враховує взаємний вплив електромагнітних, теплових та вентиляційних процесів. Досліджений приклад СДПМ демонструє необхідність мультифізичного моделювання форсованих електричних машин, яке забезпечує узгодженість характеристик фізичних процесів різної природи та забезпечує підвищену достовірність розрахункових результатів.

2. Реалізація КМММ на прикладі тягового СДПМ потужністю 140 кВт, який характеризується високими електромагнітним та тепловим навантаженнями, дала можливість дослідити вплив нагріву ПМ на характеристики двигуна – величини середнього електромагнітного моменту і потужності. Встановлено, що у разі нагріву ПМ на 1°C за незмінного струму статора двигун в середньому втрачає 0,12% потужності. Запропоновано прості, але дієві конструктивні рішення щодо підвищення температурної стабілізації ПМ в СДПМ, зокрема оптимізацію розташування та геометричних розмірів вентиляційних каналів. З огляду на типовість температурних характеристик ПМ різних марок, результати дослідження можуть бути розповсюджені на інші потужні СДПМ з високими масо-габаритними показниками, в яких спостерігається нагрів ПМ до 100°C і вище.

3. Проблема температурної стабілізації ПМ в складі потужних СДПМ за рахунок конструктивних удосконалень без погіршення електромагнітних характеристик машини є предметом подальших досліджень. Запропонована КМММ може використовуватися для розробок та досліджень, спрямованих на оптимізацію конструкції потужних СДПМ, що відкриває широкі можливості для вдосконалення системи охолодження та дає можливість прийняти обґрунтовані конструктивні рішення на етапі проектування СДПМ.

Результати моделювання засвідчують суттєвий вплив нагріву ПМ на характеристики СДПМ – у разі нагріву постійних магнітів на кожний 1°C двигун в середньому втрачає близько 0,12% потужності. Зазначена суттєва чутливість енергетичних характеристик потужних СДПМ до нагріву потребує впровадження додаткових конструктивних заходів, направлених на температурну стабілізацію СДПМ і перш за все ПМ.

Задля підвищення ефективності тепловідведення та забезпечення прийняттого температурного режиму роботи двигуна можливо застосувати наступні конструктивні удосконалення.

1. Розташувати вентиляційні канали ротора бли-

1. Bilgin O., Kazan F.A. The effect of magnet temperature on speed, current and torque in PMSMs. XXII International Conference on *Electrical Machines (ICEM)*, Lausanne, Switzerland, 04-07 September 2016. Pp. 2080–2085. DOI <https://doi.org/10.1109/icelmach.2016.7732809>.
2. Magdaleno-Adame S., Cunningham G.J., Miller D., O'Brien S. Calculation of the Remnant Magnetization and Magnetic Saturation Characteristics for Sintered NdFeB Permanent Magnets Utilizing Finite Element Transient Simulations. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2019. Vol. 55. No 12. Pp. 1–9. DOI: <https://doi.org/10.1109/tmag.2019.2940426>.
3. Sagawa M., Une Y. The status of sintered NdFeB magnets. *Modern Permanent Magnet*. 2022. Pp. 135–168, DOI: <https://doi.org/10.1016/b978-0-323-88658-1.00010-8>.
4. Yoshida Y., Yoshikawa N. Hot formed NdFeB magnets. *Modern Permanent Magnets*. 2022. Pp. 251–304. DOI: <https://doi.org/10.1016/b978-0-323-88658-1.00006-6>.
5. Температурні характеристики магнітів NdFeB. URL: <https://tymagnets.com/ru/температурные-характеристики-спеченных-неодимовых-магнитов> (дата звернення 15.01.2025).
6. Fukuma A., Kanazawa S., Miyagi D., Takahashi N. Investigation of AC loss of permanent magnet of SPM motor considering hysteresis and eddy-current losses. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2005. Vol. 41. No 5. Pp. 1964–1967. DOI: <https://doi.org/10.1109/tmag.2005.846282>.
7. Petrov I., Egorov D., Link J., Stern R., Ruoho S., Pyrhonen J. Hysteresis Losses in Different Types of Permanent Magnets Used in PMSMs. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. 2017. Vol. 64. No 3. Pp. 2502–2510. DOI: <https://doi.org/10.1109/tie.2016.2548440>.
8. Ren X., Chen Z., Du R., Feng M. Loss and Thermal Analysis of a High-Power-Density Permanent Magnet Starter/Generator. *Energies*. 2024. Vol. 17. No 20. P. 5049. DOI: <https://doi.org/10.3390/en17205049>.
9. Baranski M., Demenko A., Szlag W., Lyskawinski W. Experimental verification of temperature effects on functional parameters in a line start permanent magnet synchronous motor. *IET Science, Measurement & Technology*. 2024. Vol. 18. No 9. Pp. 491–498. DOI: <https://doi.org/10.1049/smt2.12206>.
10. Yang G., Zhang S., Zhang C. Analysis of Core Loss of Permanent Magnet Synchronous Machine for Vehicle Applications under Different Operating Conditions. *Applied Sciences*. 2020. Vol. 10. No 20. P. 7232. DOI: <http://doi.org/10.3390/app10207232>.
11. Васьковський Ю.М., Нестеренко Д.С. Комплексна мультифізична математична модель фізичних процесів в потужних тягових електричних машинах. *Технічна електродинаміка*. 2025. № 2. С. 49–56. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2025.02.049>.
12. Васьковський Ю.М. Польовий аналіз електричних машин. Київ: НТУУ КПІ, 2007. 191 с.
13. Гольдберг О.Д., Гурін Я.С., Свириденко І.С. Проектирование электрических машин. М.: Высшая школа, 2001. 430 с.
14. John J. Croat, John Ormerod. Modern permanent magnets. *Woodhead publishing series in electronic and optical materials*. 2022. 443 p.
15. Physical Properties of Permanent Magnet Materials. URL: <https://www.allianceorg.com/pdfs/PhysicalPropertiesofMagnets.pdf> (дата звернення 21.01.2025)
16. Филиппов И. Ф. Теплообмен в электрических машинах. Л.: Энергоатомиздат, 1986. 255 с.
17. Gazley C. Heat-transfer characteristics of the rotating and axial flow between concentric cylinders. *Transaction ASME*. 1958. No 1. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.4012256>.
18. Toshiba hybrid locomotives URL: <https://www.global.toshiba/ww/outline/infrastructure/business-introduction/railway/download.html#03> (дата звернення 08.08.2024)

THE IMPACT OF PERMANENT MAGNETS HEATING ON THE CHARACTERISTICS OF POWERFUL TRACTION SYNCHRONOUS MAGNETO-ELECTRIC MOTORS

Yu.M. Vaskovsky, D.S. Nesterenko

**National Technical University of Ukraine «Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute»,
37, Beresteiskyi Ave., Kyiv, 03056, Ukraine.**

E-mail: vun157@gmail.com; denia112222@gmail.com.

This study examines a 140 kW traction permanent magnet synchronous motor (PMSM), designed for shunting locomotives and traction metro locomotives. The influence of active zone heating on the operational characteristics of the motor, with a particular focus on permanent magnets, is analysed. During PMSM operation, PM heating leads to reduction of its magnetic properties and a corresponding power loss, affecting the motor's reliable performance. Therefore, a reliable analysis of PMSM characteristic changes caused by PM heating is essential. The purpose of this work is to develop a complex multiphysics mathematical model of the PMSM and assess the impact of PM heating on motor characteristics. The objective is achieved through the development of a complex multiphysics mathematical model that accounts the mutual influence of electromagnetic, thermal, and ventilation processes in PMSM ensuring high modelling

accuracy. Mathematical modelling has provided crucial insights into the significant impact of PM heating on PMSM power reduction. It has been established that for every 1°C increase in PM temperature, the PMSM loss about 0.12% of its power in average. The practical significance lies in substantiated technical proposals for increasing the level of PM temperature stabilization, which contributes to the PMSM characteristics stabilization. References 18, tables 2, figures 3.

Key words: traction permanent magnet synchronous motor, permanent magnet heating, multiphysics mathematical model.

1. Bilgin O., Kazan F.A. The effect of magnet temperature on speed, current and torque in PMSMs. XXII International Conference on *Electrical Machines (ICEM)*, Lausanne, Switzerland, 04-07 September 2016. Pp. 2080–2085. DOI <https://doi.org/10.1109/icelmach.2016.7732809>.
2. Magdaleno-Adame S., Cunningham G.J., Miller D., O'Brien S. Calculation of the Remnant Magnetization and Magnetic Saturation Characteristics for Sintered NdFeB Permanent Magnets Utilizing Finite Element Transient Simulations. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2019. Vol. 55. No 12. Pp. 1–9. DOI: <https://doi.org/10.1109/tmag.2019.2940426>.
3. Sagawa M., Une Y. The status of sintered NdFeB magnets. *Modern Permanent Magnet*. 2022. Pp. 135–168. DOI: <https://doi.org/10.1016/b978-0-323-88658-1.00010-8>.
4. Yoshida Y., Yoshikawa N. Hot formed NdFeB magnets. *Modern Permanent Magnets*. 2022. Pp. 251–304. DOI: <https://doi.org/10.1016/b978-0-323-88658-1.00006-6>.
5. Temperature characteristics of magnets NdFeB. URL: <https://tymagnets.com/ru/температурные-характеристики-спеченных-неодимовых-магнитов> (accessed at 15.01.2025). (Ukr)
6. Fukuma A., Kanazawa S., Miyagi D., Takahashi N. Investigation of AC loss of permanent magnet of SPM motor considering hysteresis and eddy-current losses. *IEEE Transactions on Magnetics*. 2005. Vol. 41. No 5. Pp. 1964–1967. DOI: <https://doi.org/10.1109/tmag.2005.846282>.
7. I Petrov I., Egorov D., Link J., Stern R., Ruoho S., Pyrhonen J. Hysteresis Losses in Different Types of Permanent Magnets Used in PMSMs. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. 2017. Vol. 64. No 3. Pp. 2502–2510. DOI: <https://doi.org/10.1109/tie.2016.2548440>.
8. Ren X., Chen Z., Du R., Feng M. Loss and Thermal Analysis of a High-Power-Density Permanent Magnet Starter/Generator. *Energies*. 2024. Vol. 17. No 20. P. 5049. DOI: <https://doi.org/10.3390/en17205049>.
9. Baranski M., Demenko A., Szlag W., Lyskawinski W. Experimental verification of temperature effects on functional parameters in a line start permanent magnet synchronous motor. *IET Science, Measurement & Technology*. 2024. Vol. 18. No 9. Pp. 491–498. DOI: <https://doi.org/10.1049/smt2.12206>.
10. Yang G., Zhang S., Zhang C. Analysis of Core Loss of Permanent Magnet Synchronous Machine for Vehicle Applications under Different Operating Conditions. *Applied Sciences*. 2020. Vol. 10. No 20. P. 7232. DOI: <http://doi.org/10.3390/app10207232>.
11. Vaskovskyi Yu.M., Nesterenko D.S. Complex multiphysical mathematical model of physical processes in powerfull traction electric machines. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2025. No 2. Pp. 49–56. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2025.02.049>. (Ukr)
12. Vaskovskyi Yu.M. Field analysis of electric machines. Kyiv: NTUU KPI, 2007. 191 p. (Ukr.).
13. Goldberg O.D., Gurin Ya.S., Sviridenko I.S. Design of electric machines. Moskva: Vysshaya shkola, 2001. 430 p. (Rus)
14. John J. Croat, John Ormerod. Modern permanent magnets. *Woodhead publishing series in electronic and optical materials*. 2022. 443 p.
15. Physical Properties of Permanent Magnet Materials. URL: <https://www.allianceorg.com/pdfs/PhysicalPropertiesofMagnets.pdf> (accessed at 21.01.2025).
16. Filipov I.F. Heat transfer in electric machines. Leningrad: Energoatomizdat, 1986. 255 p. (Rus).
17. Gazley C. Heat-transfer characteristics of the rotating and axial flow between concentric cylinders. *Transaction ASME*. 1958. No 1. DOI: <https://doi.org/10.1115/1.4012256>.
18. Toshiba hybrid locomotives URL: <https://www.global.toshiba/ww/outline/infrastructure/business-introduction/railway/download.html#03> (accessed at 08.08.2024).

Надійшла 11.06.2025
Остаточний варіант 25.07.2025