PRZEGLĄD ELEKTROTECHNICZNY

OPEN ACCESS

Mariusz BARAŃSKI[1], Wojciech SZELĄG[2]
ORCID: [1]0000-0001-9070-7234, [2]0000-0001-5569-9574
DOI: 10.15199/48.2025.11.18

Analiza wpływu sprzęgła magnetoreologicznego na nagrzewanie się silnika synchronicznego z magnesami trwałymi w procesie rozruchu

Analysis of the impact of a magnetorheological clutch on the heating of a permanent magnet synchronous motor during start-up process

[1] dr hab. inż. Mariusz Barański, Politechnika Poznańska, Instytut Elektrotechniki i Elektroniki Przemysłowej, ul. Piotrowo 3a, 60-965 Poznań, e-mail: mariusz.baranski@put.poznan.pl
[2] prof. dr hab. inż. Wojciech Szeląg, Politechnika Poznańska, Instytut Elektrotechniki i Elektroniki Przemysłowej, ul. Piotrowo 3a, 60-965 Poznań, e-mail: wojciech.szelag@put.poznan.pl

Adres do korespondencji: mariusz.baranski@put.poznan.pl

Streszczenie: W artykule zaproponowano układ napędowy złożony z silnika synchronicznego z magnesami trwałymi o rozruchu bezpośrednim (ang. line start permanent magnet synchronous motor - LSPMSM) i sprzęgła magnetoreologicznego (ang. magnetorheological fluid clutch - MRC) do poprawy niezawodności rozruchu silnika przy bardzo dużych momentach bezwładności obciążenia. Omówiono syntetycznie zasadę działania i podstawowe właściwości funkcjonalne sprzęgła. Przedstawiono polowo-obwodowy model zjawisk elektromagnetyczno-termiczno-mechanicznych i opracowany na jego podstawie algorytm do analizy nieustalonych stanów pracy układu napędowego z LSPMSM i MRC. W przeprowadzonych badaniach symulacyjnych układu napędowego skoncentrowano się na zbadaniu wpływu sprzęgła na przyrost temperatury podzespołów maszyny podczas rozruchu silnika obciążonego dużym momentem bezwładności. Sformułowano i omówiono wnioski wynikające z przeprowadzonych badań. Wykazano, że zaletą stosowania MRC, oprócz ograniczania prądowych przetężeń rozruchowych, jest znaczne ograniczenie powstających przy rozruchu lokalnych przyrostów temperatury podzespołów silnika oraz zmniejszenie narażenia magnesów na częściowe rozmagnesowanie.

Słowa kluczowe: sprzęgło magnetoreologiczne, silnik synchroniczny z magnesami trwałymi o rozruchu bezpośrednim, zjawiska sprzężone elektromagnetyczne-termiczno-mechaniczne

Abstract: The paper proposes a drive system consisting of a line start permanent magnet synchronous motor (LSPMSM) and a magnetorheological fluid clutch (MRC) to improve the reliability of motor starting under high moment of inertia of the rotating masses. The operating principle and basic functional properties of the clutch are briefly discussed. A field-circuit model of electromagnetic, thermal, and mechanical phenomena is presented, along with an algorithm developed on its basis for the analysis of transient operating states of the drive system with LSPMSM and MRC. The conducted simulation studies of the drive system focused on investigating the influence of the clutch on the temperature rise of machine components during the start-up of a motor loaded with high moment of inertia. The conclusions are formulated and discussed. It was demonstrated that, in addition to limiting current surges during start-up, the use of MRC significantly reduces local temperature rises in motor components during start-up and decreases the risk of partial demagnetization of the magnets.

Keywords: magnetorheological fluid clutch, line start permanent magnet synchronous motor, coupled electromagnetic–thermal–mechanical FEM model

Wstęp

Potrzeba uwzględniania wpływu temperatury na pracę silników elektrycznych jest szczególnie istotna przy projektowaniu i optymalizacji maszyn pracujących m.in. w szerokim zakresie zmian temperatury otoczenia, jak i przy dynamicznie zmieniającym się obciążeniu charakteryzującym się dużymi wartościami momentu bezwładności mas wirujących [1] [2]. Generowane w takich stanach pracy straty mocy w podzespołach silnika mogą doprowadzić do powstania dużych przyrostów temperatury. Problematyka generowania dużych gęstości strat mocy i obciążeń termicznych nabiera szczególnego znaczenia przy analizie i projektowaniu silników dedykowanych

np. do napędu współczesnych samochodów elektrycznych czy statków powietrznych [3]. W silnikach tego typu, w celu uzyskania dużych gęstości mocy, dąży się do ekstremalnego wyzyskania obwodu magnetycznego i elektrycznego maszyny.

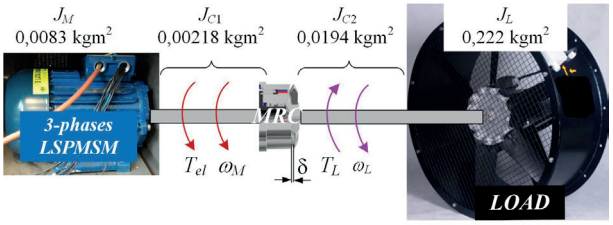
Silniki synchroniczne magnetoelektryczne z magnesami trwałymi o rozruchu bezpośrednim są wykorzystywane głównie w napędach pracujących w trybie ciągłym, takich jak pompy czy wentylatory, tj. w aplikacjach o stałym lub w niewielkim stopniu zmieniającym się obciążeniu charakteryzującym się dużym momentem bezwładności mas wirujących. Często powtarzane rozruchy lub nawroty mogą doprowadzić nie tylko do wzrostu temperatury magnesów i zmniejszenia się strumienia głównego, ale i do trwałego częściowego rozmagnesowania magnesów trwałych udarowym prądem twornika, a w konsekwencji do trwałego pogorszenia parametrów funkcjonalnych silnika [4].

Z powyższych względów już od wielu lat prowadzone są badania nad poprawą parametrów rozruchowych i ograniczaniem prądów rozruchowych silników o magnesach trwałych przystosowanych do rozruchu bezpośredniego. Należy podkreślić, że skrócenie procesu rozruchu i ograniczenie towarzyszącym im przetężeń prądowych prowadzi do zmniejszenia przyrostów temperatury podzespołów silnika i prawdopodobieństwa częściowego odmagnesowania magnesów. Proponowane w tym zakresie rozwiązania koncentrują się m.in. na doborze chwili załączenia uzwojenia stojana do sieci [5], modyfikacji konstrukcji wirnika i rozmieszczenia magnesów i prętów klatki rozruchowej [6], [7], [8], [9], [10], stosowaniu dwuklatkowych uzwojeń rozruchowych o odpowiednio dobranym kształcie żłobka [11], [12], czy analizie wpływu rodzaju materiału, z którego wykonano uzwojenia klatkowe wirnika [13], [14], [15], [16] na przebieg procesu rozruchu Choć rozwiązania te poprawiają moment rozruchowy, zdolność do synchronizacji czy ograniczają moment hamujący, to nie minimalizują narażeń cieplnych związanych z ciężkim rozruchem silnika.

W ostatnich latach podjęto próby zastosowanie cieczy magnetoreologicznej (ang. magnetorheological fluid - MRF) w elementach układów napędowych [17], [18]. Na podstawie przeprowadzonego przeglądu literatury autorzy stwierdzili, że nie znajdują prac, w których do zwiększenia niezawodności rozruchu układów napędowych o bardzo dużych momentach bezwładności obciążenia stosuje się sprzęgła z cieczą magnetoreologiczną. Tego typu sprzęgła, dzięki możliwości płynnej regulacji momentu przenoszonego z silnika na obciążenie, mogą redukować udary prądowe podczas rozruchu. Tym samym stwarzają one możliwość zmniejszenia podczas rozruchu przyrostów temperatury podzespołów silnika. W związku z powyższym w artykule autorzy przedstawiają wyniki badań potwierdzające celowości stosowania sprzęgła do poprawy parametrów rozruchowych napędów charakteryzujących się dużym momentem bezwładności obciążenia, a w szczególności ograniczania generowanych podczas rozruchu przyrostów temperatury. Ograniczenie dużych lokalnych przyrostów temperatury zmniejsza narażenie magnesów na częściowe rozmagnesowanie.

Silnik LSPMS z układem napędowym MRC

Analizowany układ napędowy złożony z LSPMSM, MRC, wentylatora wraz z wprowadzonymi oznaczeniami parametrów pokazano na rysunku 1.



Rys. 1. Silnik LSPMSM z układem napędowym MRC i wentylatorem WK900

W napędzie zastosowano opracowane w Politechnice Poznańskiej regulowane sprzęgło magnetoreologiczne wzbudzane za pomocą magnesów trwałych [19]. W pracy przyjęto, że przenoszony przez sprzęgło moment obrotowy T_{MRC} zależy od różnicy $\Delta\omega = \omega_M - \omega_L$ prędkości kątowych wału silnika ω_M i wału obciążenia ω_L oraz od momentu sprzęgającego T_{MRF} generowanego w MRC przez pole magnetyczne, którego wartość zmienia się poprzez zmianę szczeliny δ ruchomej zwory w sprzęgle. Moment T_{MRC} można opisać równaniem

$$T_{MRC}(\Delta\omega) = sign(\Delta\omega)\left(T_{MRF} + |\Delta\omega| D\right) \tag{1}$$

gdzie:
D – współczynnik tarcia pomiędzy elementami ruchomymi sprzęgła przy braku pola magnetycznego,
$sign(\Delta\omega) = -1$ dla $\Delta\omega < 0$ i $sign(\Delta\omega) = 1$ dla $\Delta\omega \geq 0$.
Wartość współczynnika D zależy między innymi od wymiarów i geometrii szczeliny z cieczą MRF, rodzaju cieczy (jej lepkości w przypadku braku pola magnetycznego), temperatury, pozostałości magnetycznych w rdzeniu oraz tarcia w łożyskach. Parametr ten można określić eksperymentalnie poprzez badania prototypu.

Dla różnicy momentów na wale wejściowym T_{el} i wyjściowym T_L sprzęgła (Rys. 1) mniejszej od wstępnie ustawionego momentu sprzęgającego T_{MRF}, moment obrotowy przenoszony jest przez sprzęgło bez po-

ślizgu ($\omega_M = \omega_L$). Natomiast, jeśli różnica momentów przekroczy nastawiony moment sprzęgający, to wały wejściowy i wyjściowy sprzęgła obracają się z różnymi prędkościami ($\omega_M \neq \omega_L$). Poprzez częściowe rozprzęgnięcie w początkowej fazie rozruchu wału silnika i wału obciążenia oraz ograniczenie przenoszonego przez sprzęgło momentu obrotowego do momentu nastawionego, prędkości obrotowe wirnika i obciążenia zmieniają się z różną dynamiką. Z uwagi na duży moment elektromagnetyczny i mały moment bezwładności wirnika silnika i wału wejściowego sprzęgła, szybko narasta prędkość obrotowa wirnika i w krótszym czasie wpada on w synchronizm niż w przypadku, gdy silnik jest bezpośrednio obciążony bardzo dużym momentem bezwładności. W efekcie unika się długiego procesu rozruchu silnika i towarzyszącym im przetężeń prądowych prowadzących do dużych przyrostów temperatury podzespołów silnika i zwiększonego ryzyka częściowego rozmagnesowania magnesów.

Model matematyczny zjawisk sprzężonych silnika LSPMS z układem napędowym MRC

Dwuwymiarowy polowo-obwodowy model matematyczny nieustalonych zjawisk elektromagnetyczno-termiczno-mechanicznych w silniku LSPMSM obejmuje równania pola elektromagnetycznego, równanie opisujące rozkład pola temperatury i równanie równowagi mechanicznej. Model ten został szczegółowo opisany m.in. w pracach [20], [21] autorów, a w prezentowanych badaniach rozszerzono go o równania opisujące dynamikę napędu z sprzęgłem. Wykorzystując do opisu nieustalonego pola magnetycznego magnetyczny potencjał wektorowy $\boldsymbol{A}$ i skalarny potencjał elektryczny V uzyskuje się układ równań

$$\operatorname{curl}(\boldsymbol{\nu}\operatorname{curl}\boldsymbol{A}) = \boldsymbol{J} + \boldsymbol{J}_m \tag{2}$$

$$\boldsymbol{J} = -\sigma(\mathrm{d}\boldsymbol{A}/\mathrm{d}t + \operatorname{grad} V) \tag{3}$$

$$\boldsymbol{J}_m = \operatorname{curl}\boldsymbol{M} \tag{4}$$

$$\boldsymbol{B} = \operatorname{curl}\boldsymbol{A} \tag{5}$$

gdzie:
ν – reluktancja magnetyczna obliczana przy użyciu charakterystyki magnesowania materiału magnetycznie miękkiego,
$\boldsymbol{J}$ – wektor gęstości prądu przewodnictwa w podobszarach o konduktywności elektrycznej σ,
$\boldsymbol{J}_m$ – wektor gęstości prądu polaryzacji magnetycznej w obszarach z magnesami trwałymi, zależnym od wektora magnetyzacji, $\boldsymbol{M}$,
$\boldsymbol{B}$ – wektor gęstości strumienia magnetycznego.

Przyjęto, że właściwości magnetyczne magnesów trwałych opisuje wzór $\boldsymbol{B} = \mu_0(\boldsymbol{H}+\boldsymbol{M})$, gdzie $\boldsymbol{H}$ jest wektorem natężenia pola magnetycznego. Składowe wektora magnetyzacji obliczane są na podstawie rodziny charakterystyk odmagnesowania $B(H, \tau)$ i metod interpolacji w odniesieniu do gęstości strumienia magnetycznego, natężenia pola magnetycznego i temperatury τ [13].

Występująca w równaniu (2) gęstość prądu $\boldsymbol{J}$ w obszarze uzwojeń nie jest z góry znana. Z tego względu w modelu zjawisk trzeba uwzględnić równania Kirchhoffa dla obwodów elektrycznych silnika i układu zasilania

$$\boldsymbol{U} = \boldsymbol{R}\boldsymbol{i} + \boldsymbol{L}\frac{\mathrm{d}}{\mathrm{d}t}\boldsymbol{i} + \frac{\mathrm{d}\boldsymbol{\Phi}}{\mathrm{d}t} \tag{6}$$

gdzie:
$\boldsymbol{U}$ – wektor napięć oczkowych,
$\boldsymbol{R}$ – macierz rezystancji,
$\boldsymbol{L}$ – macierz indukcyjności połączeń czołowych,
$\boldsymbol{i}$ – wektor prądów oczkowych,
$\boldsymbol{\Phi}$ – wektor strumieni skojarzonych z uzwojeniami.

Jak powszechnie wiadomo, przetwarzanie energii elektrycznej w silniku powoduje powstawanie strat w uzwojeniu stojana i rdzeniu, co prowadzi do nagrzewania się silnika. Wzrost temperatury elementów silnika powoduje zmianę właściwości elektrycznych, magnetycznych i termicznych materiałów, z których silnik jest zbudowany. Zmiana podczas rozruchu właściwości materiałów wpływa na przebieg procesów elektromagnetycznych i termicznych w silniku [16], [22]. Dlatego w modelu matematycznym zjawisk sprzężonych uwzględniono również równanie opisujące zjawiska cieplne w silniku

$$\operatorname{div}(\boldsymbol{\lambda}\operatorname{grad}\tau) = c\rho\frac{\mathrm{d}\tau}{\mathrm{d}t} - Q \tag{7}$$

gdzie:
$\boldsymbol{\lambda}$ – tensor przewodności cieplnej,
c – ciepło właściwe,
ρ – masa właściwa,
Q – gęstość strat mocy.

Zakłada się, że podczas obliczania gęstości strat mocy w uzwojeniach i magnesach trwałych Q jest równe $|\boldsymbol{J}|^2/\rho$, przy czym $\boldsymbol{J}$ jest wektorem gęstości prądu. Natomiast straty mocy w rdzeniu złożonym z blach magnetycznych są spowodowane prądami wirowymi i zjawiskiem histerezy indukowanym w blachach. Założono, że są one obliczane na podstawie ujęcia klasycznego [23].

Równania (2) – (5) modelu polowo-obwodowego sprzęgają się z równaniem opisującymi dynamikę elementów ruchomych poprzez moment elektromagnetyczny T_{el}.

Dla układu, w którym wał silnika jest bezpośrednio połączony z wałem obciążenia (układ bez sprzęgła), równanie ruchu mas wirujących przyjmuje postać:

$$J_1 \frac{\mathrm{d}\omega_M}{\mathrm{d}t} = T_{el} - T_L \quad , \quad J_1 = J_M + J_L \tag{8}$$

gdzie:
J_1 – moment bezwładności ruchomych elementów układu,
ω_M – prędkość kątowa wirnika silnika,
T_L – moment obciążenia,
J_M, J_L – odpowiednio momenty bezwładności wirnika silnika i obracających się elementów maszyny napędzanej.

Natomiast w układzie, w którym wał silnika połączony jest z wałem obciążenia za pośrednictwem MRC (układ ze sprzęgłem), postać równań ruchu mas wirujących zależy od relacji między prędkościami kątowymi wirnika silnika ω_M i obciążenia ω_L:

- dla $\omega_M \neq \omega_L$

$$J_2 \frac{\mathrm{d}\omega_M}{\mathrm{d}t} = T_{el} - T_{MRC} \quad , \quad J_2 = J_M + J_{C1} \tag{9}$$

$$J_3 \frac{\mathrm{d}\omega_L}{\mathrm{d}t} = T_{MRC} - T_L \quad , \quad J_3 = J_{C2} + J_L \tag{10}$$

- dla $\omega_M = \omega_L$

$$J_4 \frac{\mathrm{d}\omega_L}{\mathrm{d}t} = T_{el} - T_L \quad , \quad J_4 = J_M + J_{C1} + J_{C2} + J_L \tag{11}$$

gdzie:
J_{C1}, J_{C2} – momenty bezwładności obracających się elementów ruchomych na wejściu i wyjściu sprzęgła (Rys. 1),
$T_{MRC}(\Delta\omega)$ – opisany przez równanie (1) moment obrotowy przenoszonym przez sprzęgło MRC.

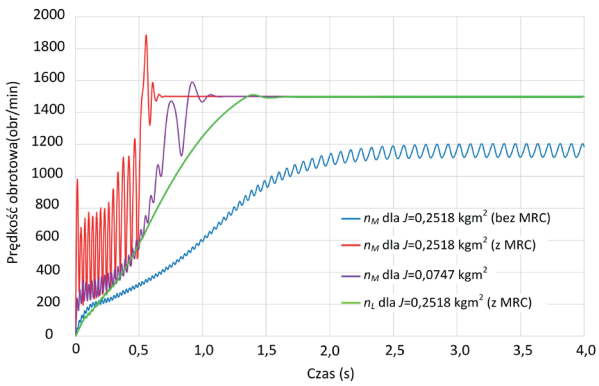
Do rozwiązania równań przedstawionego modelu matematycznego autorzy wykorzystali metody numeryczne wykorzystujące dyskretyzację przestrzeni i czasu [20], [21].

Wyniki obliczeń symulacyjnych

Na podstawie przedstawionego modelu zjawisk opracowano w środowisku programistycznym Delphi oprogramowanie do analizy zjawisk sprzężonych w LSPMSM i wdrożono je do obliczeń na komputerach typu PC. Oprogramowanie wykorzystano do badania wpływu momentu bezwładności wentylatora na zmianę temperatury podzespołów LSPMSM podczas rozruchu. Strukturę oraz dane znamionowe silnika przedstawiono w pracy [20]. Analizowano 4 biegunowy silniki synchroniczny o mocy 3 kW, o 36 żłobkach kroplowych w stojanie oraz 28 okrągłych prętach miedzianych we wirniku. Strumień wzbudzenia w silniku jest wytwarzany przez magnesy neodymowe N38SH ułożone w kształcie litery *U*. Aby zbadać wpływ momentu bezwładności obciążenia na przebieg procesu rozruchu układu napędowego, przyjęto założenie, że przy charakterystyce mechanicznej obciążenia podanej zależnością $T_L = sign(\omega_L)0{,}83e^{0{,}02019|\omega L|}$ moment bezwładności J_L wirnika wentylatora może zmieniać się w szerokim zakresie, przy czym dla znamionowej prędkości kątowej ω_N silnika moment obciążenia wynosi $T_L(\omega_N)$ = 19,8 Nm. Natomiast moment sprzęgający wynosił T_{MRF} = 25 Nm.

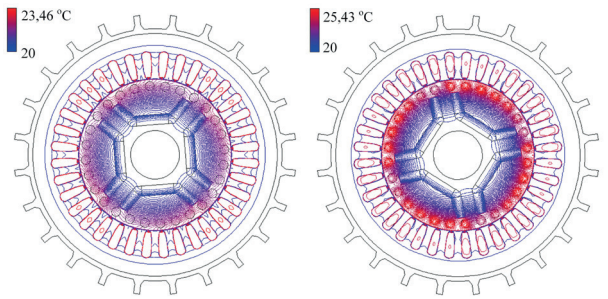
Badano wpływ sprzęgła na rozkład i wartość temperatury w silniku podczas rozruchu napędu w układzie bez i ze sprzęgłem (Rys. 1). Przyjęto przy tym identyczne warunki zasilania napięciem U = 400 V, tj. takie same kąty fazowe napięcia w chwili załączenia uzwojeń silnika do sieci. Ponadto założono takie samo położenie początkowe wirnika względem stojana oraz że temperatura początkowa podzespołów silnika wynosi 20 °C.

Na rysunku 2 pokazano przebiegi prędkości obrotowej wirnika n_M w układzie napędowym z i bez MRC (J_4 = 0,25188 kgm^2), a także prędkość wentylatora (obciążenia) n_L w układzie z MRC. Ponadto, na rysunku 2 pokazano także przebieg prędkości wirnika silnika obciążonego stałym momentem obciążenia 19,8 Nm oraz bezwładnością J_L = 0,0747 kgm^2, dla której silnik jeszcze wpada w synchronizm. Z uzyskanych przebiegów wynika, że w układzie z MRC silnik szybciej osiąga prędkość synchroniczną niż wentylator. Ponadto, w układzie z MRC widać, że wirnik synchronizuje się po czasie 0,7 s. Czas ten jest krótszy od czasu rozruchu silnika obciążonego mniejszym momentem bezwładności. Natomiast w układzie bez MRC, ale z obciążeniem wentylatorowym, silnik nie uzyskał prędkości znamionowej.

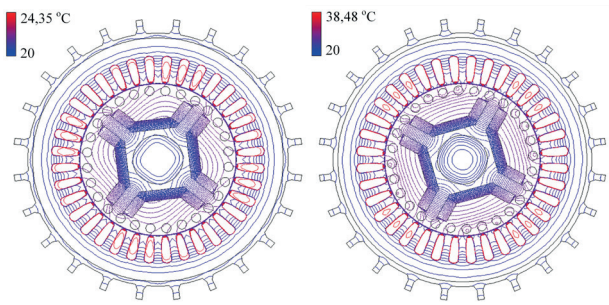


Rys. 2. Przebieg prędkości obrotowej silnika i wentylatora

Na rysunku 3a i 3b pokazano rozkłady temperatury, które wskazują wyraźnie na znaczący wpływ sprzęgła na rozkład i wartości temperatury w silniku. Dla chwili t = 0,7 s (rys. 3a), wzrost maksymalnej wartości temperatury w silniku (uzwojenie stojana), pracującym w układzie bez MRC, a maksymalnej temperatury w silniku współpracującym ze sprzęgłem wynosi niespełna 2 ˚C. Natomiast dla t = 4 s (rys. 3b), wzrost ten jest znacznie większy i wynosi ponad 14 ˚C.



(a)



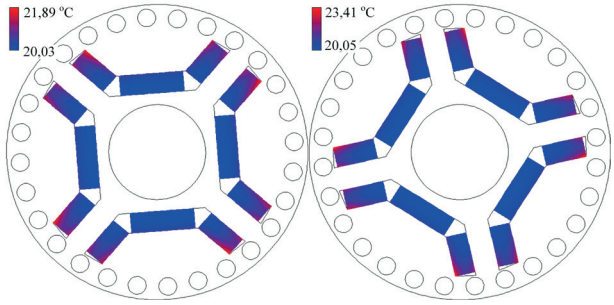
(b)

Rys. 3. Rozkład temperatury w silniku w układzie z MRC (z lewej) oraz bez MRC (z prawej) dla t=0,7 s (a) oraz t=4s (b)

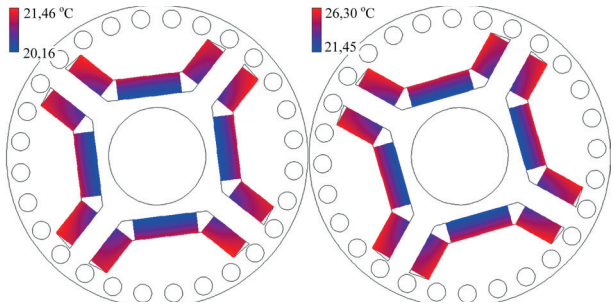
Na rysunku 4a i 4b pokazano rozkłady temperatury w magnesach trwałych neodymowych odpowiednio dla chwili t = 0,7 s i t = 4 s. Widoczny jest wyraźny wzrost maksymalnej wartości temperatury magnesów w silniku pracującym w układzie bez MRC dla t = 4 s.

W tabeli 1 zestawiono obliczone wartości temperatury wzdłuż wysokości żłobka stojana i wysokości pręta wirnika dla t = 0,7 s oraz t = 4 s. Natomiast odpowiadające im rozkłady przedstawiono na rysunkach 5a i 5b Na rozkład temperatury ma m.in. wpływ izolacja stanowiąca barierę dla przepływu ciepła znajdująca się między uzwojeniem a rdzeniem stojana. Z kolei na wartość temperatury ma wpływ wartość prądu w uzwojeniu stojana w stanie przejściowym oraz ustalonym. W układzie napędowym bez sprzęgła wartość udarowa prądu jest kilkukrotnie większa niż w układzie ze sprzęgłem rys. 6.

W przypadku wirnika stwierdzono niemal liniowy rozkład temperatury wzdłuż średnicy pręta. Najwyższe



(a)

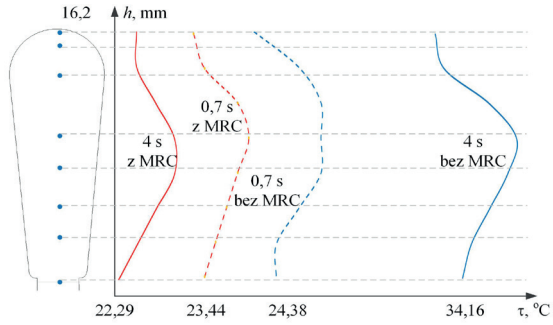


(b)

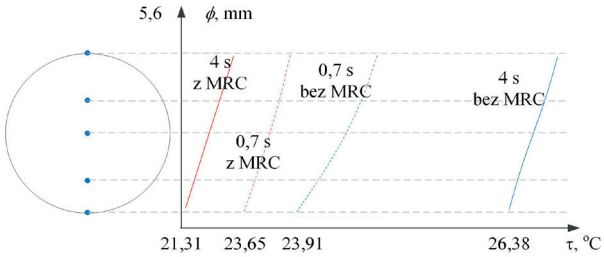
Rys. 4. Rozkład temperatury w magnesach w układzie z MRC (z lewej) oraz bez MRC (z prawej) dla t=0,7 s (a) oraz t=4s (b)

wartości temperatury zarejestrowano w obszarze pręta znajdującym się przy szczelinie powietrznej. Brak warstwy izolacyjnej między prętem a rdzeniem sprzyja efektywniejszemu przewodzeniu ciepła do rdzenia wirnika, niż ma to miejsce w stojanie.

W artykule nie przedstawiono wyników badań symulacyjnych i doświadczalnych wpływu procesu rozruchu na temperaturę sprzęgła. Prowadzone w tym zakresie badania autorów wykazały, że temperatura



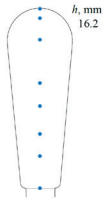
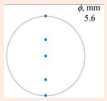
(a)



(b)

Rys. 5. Rozkład temperatury wzdłuż wysokości żłobka stojana (a) oraz wzdłuż średnicy pręta wirnika (b)

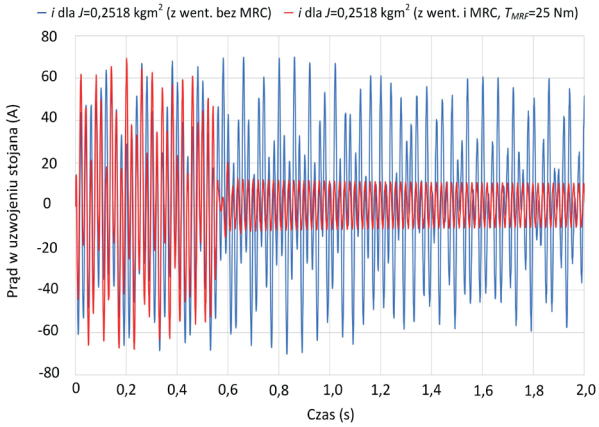
Tabela 1. Temperatura wzdłuż wysokości żłobka stojana i wzdłuż średnicy pręta wirnika dla t=0,7 s i t=4 s

Stojan	Temp. [°C] z MRC	Temp. [°C] bez MRC	Temp. [°C] z MRC	Temp. [°C] bez MRC
	t=0,7 s		t=4 s	
	23,43	24,36	22,30	34,13
	23,45	24,38	22,30	34,14
	23,46	24,41	22,31	34,19
	23,46	24,42	22,32	34,22
	23,46	24,41	22,32	34,21
	23,45	24,40	22,31	34,19
	23,44	24,39	22,30	34,17
	23,44	24,38	22,29	34,16
Wirnik	t=0,7 s		t=4 s	
	22,10	25,35	21,35	26,60
	22,01	25,11	21,34	26,55
	21,95	24,89	21,33	26,49
	21,78	24,70	21,32	26,43
	21,61	23,91	21,31	26,38

cieczy i magnesów nie przekroczyła temperatur dopuszczalnych.

Podsumowanie

Zastosowanie sprzęgła magnetoreologicznego (MRC) w układzie z silnikiem LSPMSM w dużym stopniu obniża przyrosty temperatury podzespołów silnika podczas rozruchu. Konieczność obniżania tych przyrostów jest istotna w przypadku napędów o dużych momentach bezwładności obciążenia, zwłaszcza jeśli pracują one przy podwyższonej temperaturze otoczenia. Opracowany i wielokrotnie zweryfikowany model polowo-obwodowy, obejmujący sprzężone zjawiska elektromagnetyczne, termiczne i mechaniczne, wraz z zaimplementowanym algorytmem obliczeniowym, pozwala na wiarygodną analizę dynamicznych stanów pracy badanego układu napędowego. Analiza rozkładów temperatury wykazała na znaczący wzrost temperatury pomiędzy układem bez MRC a układem ze sprzęgłem, co jednoznacznie potwierdza skuteczność zastosowanego rozwiązania w ograniczaniu nagrzewania się podzespołów silnika LSPMSM. Wyniki badań symulacyjnych wskazały, że magnesy neodymowe w silniku pracującym bez MRC są bardziej narażone na nadmierny wzrost temperatury, co przy długich rozruchach może zwiększać ryzyko ich częściowego rozmagnesowania. Ponadto można zauważyć, że obecność MRC ogranicza także występowanie lokalnych przyrostów temperatury w elementach konstrukcyjnych silnika, co sprzyja wydłużeniu trwałości izolacji uzwojeń. Podsumowując stosowanie MRC w układach napędowych z LSPMSM można uznać za skuteczne rozwiązanie minimalizujące niekorzystne zjawiska cieplne podczas rozruchu silnika obciążonego dużym momentem bezwładności.



Rys. 6. Przebieg prądu w uzwojeniu stojana

Przyjęto: 21.10.2025, **zaakceptowano:** 31.10.2025, **opublikowano:** 24.11.2025

LITERATURA

[1] B. Assaad, K. El kadri Benkara, S. Vivier, G. Friedrich, and A. Michon, 'Thermal Design Optimization of Electric Machines Using a Global Sensitivity Analysis', IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 53, no. 6, pp. 5365–5372, Nov. 2017, doi: 10.1109/TIA.2017.2746015.

[2] S. Khalesidoost, J. Faiz, and E. Mazaheri-Tehrani, 'An overview of thermal modelling techniques for permanent magnet machines', IET Science, Measurement & Technology, vol. 16, no. 4, pp. 219–241, 2022, doi: 10.1049/smt2.12099.

[3] A. Młot, 'Analiza funkcji kosztu w optymalizacji silnika typu AC IPM o mocy 80 kW w zastosowaniach motoryzacyjnych', ELECTROTECHNICAL REVIEW, vol. 1, no. 7, pp. 17–29, July 2025, doi: 10.15199/48.2025.07.03.

[4] M. Baranski, W. Szelag, and W. Lyskawinski, 'Analysis of the Partial Demagnetization Process of Magnets in a Line Start Permanent Magnet Synchronous Motor', Energies, vol. 13, no. 21, Art. no. 21, Jan. 2020, doi: 10.3390/en13215562.

[5] W. Szelag, C. Jedryczka, and M. Baranski, 'A New Method of Reducing the Inrush Current and Improving the Starting Performance of a Line-Start Permanent-Magnet Synchronous Motor', Energies, vol. 17, no. 5, Art. no. 5, Jan. 2024, doi: 10.3390/en17051040.

[6] S. Shamlou and M. Mirsalim, 'Design, optimisation, analysis and experimental verification of a new line-start permanent magnet synchronous shaded-pole motor', IET Electric Power Applications, vol. 7, no. 1, pp. 16–26, 2013, doi: 10.1049/iet-epa.2012.0064.

[7] R. T. Ugale and B. N. Chaudhari, 'Rotor Configurations for Improved Starting and Synchronous Performance of Line Start Permanent-Magnet Synchronous Motor', IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 64, no. 1, pp. 138–148, Jan. 2017, doi: 10.1109/TIE.2016.2606587.

[8] B. Yan, X. Wang, and Y. Yang, 'Starting Performance Improvement of Line-Start Permanent-Magnet Synchronous Motor Using Composite Solid Rotor', IEEE Transactions on Magnetics, vol. 54, no. 3, pp. 1–4, Mar. 2018, doi: 10.1109/TMAG.2017.2753238.

[9] B. Yan, X. Wang, and Y. Yang, 'Comparative Parameters Investigation of Composite Solid Rotor Applied to Line-Start Permanent-Magnet Synchronous Motors', IEEE Transactions on Magnetics, vol. 54, no. 11, pp. 1–5, Nov. 2018, doi: 10.1109/TMAG.2018.2844550.

[10] C. Jędryczka, Ł. Knypiński, A. Demenko, and J. K. Sykulski, 'Methodology for Cage Shape Optimization of a Permanent Magnet Synchronous Motor Under Line Start Conditions', IEEE Transactions on Magnetics, vol. 54, no. 3, pp. 1–4, Mar. 2018, doi: 10.1109/TMAG.2017.2764680.

[11] M. Niazazari, M. Mirsalim, and S. Mohamadi, 'Effect of rotor slots parameters on synchronization capability of slotted solid rotor line start permanent magnet motor', in 4th Annual International Power Electronics, Drive Systems and Technologies Conference, Feb. 2013, pp. 60–65. doi: 10.1109/PEDSTC.2013.6506674.

[12] W. Zhao, M. Tian, X. Wang, and Y. Sun, 'Analysis of the Synchronization Process and the Synchronization Capability for a Novel 6/8 Pole Changing Line-Start Permanent Magnet Synchronous Motor', in 2018 Asia-Pacific Magnetic Recording Conference (APMRC), Nov. 2018, pp. 1–1. doi: 10.1109/APMRC.2018.8601106.

[13] A. U. Ganesan and L. N. Chokkalingam, 'Review on the evolution of technology advancements and applications of line-start synchronous machines', IET Electric Power Applications, vol. 13, no. 1, pp. 1–16, 2019, doi: 10.1049/iet-epa.2018.5283.

[14] M. Baranski, W. Szelag, and C. Jedryczka, 'Influence of temperature on partial demagnetization of the permanent magnets during starting process of line start permanent magnet synchronous motor', in 2017 International Symposium on Electrical Machines (SME), June 2017, pp. 1–6. doi: 10.1109/ISEM.2017.7993535.

[15] X. Gao, X. Wang, and Z. Wei, 'Design and control of high-capacity and low-speed doubly fed start-up permanent magnet synchronous motor', IET Electric Power Applications, vol. 12, no. 9, pp. 1350–1356, 2018, doi: 10.1049/iet-epa.2018.5093.

[16] M. Baranski, W. Szelag, and W. Lyskawinski, 'An analysis of a start-up process in LSPMSMs with aluminum and copper rotor bars considering the coupling of electromagnetic and thermal phenomena', Archives of Electrical Engineering, vol. Vol. 68, no. nr 4, 2019, doi: 10.24425/aee.2019.130693.

[17] H. Zhang et al., 'A novel magneto-rheological fluid dual-clutch design for two-speed transmission of electric vehicles', Smart Mater. Struct., vol. 30, no. 7, p. 075035, June 2021, doi: 10.1088/1361-665X/ac0674.

[18] S. B. Lokhande and S. R. Patil, 'Experimental characterization and evaluation of magnetorheological clutch for an electric two-wheeler application', Measurement, vol. 175, p. 109150, Apr. 2021, doi: 10.1016/j.measurement.2021.109150.

[19] W. Szeląg and C. Jędryczka, 'Adjustable starting-overload clutch with magnetorheological fluid', PL217770B1, Aug. 29, 2014

[20] M. Baranski, W. Szelag, and W. Lyskawinski, 'Experimental and Simulation Studies of Partial Demagnetization Process of Permanent Magnets in Electric Motors', IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 36, no. 4, pp. 3137–3145, Dec. 2021, doi: 10.1109/TEC.2021.3082903.

[21] M. Baranski, W. Szelag, and W. Lyskawinski, 'Modelling and experimental verification of temperature effects on back electromotive force waveforms in a line start permanent magnet synchronous motor', COMPEL - The international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering, vol. 41, no. 5, pp. 1491–1504, Jan. 2022, doi: 10.1108/COMPEL-07-2021-0228.

[22] J. D. McFarland and T. M. Jahns, 'Investigation of the rotor demagnetization characteristics of interior PM synchronous machines during fault conditions', in 2012 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), Sept. 2012, pp. 4021–4028. doi: 10.1109/ECCE.2012.6342277.

[23] J. Driesen, 'Coupled Electromagnetic-Thermal Problems in Electrical Energy Transducers', PhD Thesis, Faculty of Applied Science, K.U. Leuven, Leuven (2000)