

Analiza parametrów silnika z magnesami umieszczonymi w rdzeniu wirnika i z uzwojeniem skupionym do napędu pojazdów elektrycznych

Andrzej Lechowicz, Adrian Młot, Piotr Skrobotowicz

1. Wstęp

Rosnąca popularność samochodów elektrycznych w ostatnich latach powoduje gwałtowny wzrost zapotrzebowania na wysoko wydajne silniki elektryczne. Silniki elektryczne są kluczowymi elementami pojazdu elektrycznego i definiują jego własności trakcyjne. Dlatego od ich konstrukcji wymaga się przede wszystkim dużej sprawności, gęstości energii, niskich kosztów wytworzenia i wysokiej niezawodności. Pomimo ciągłego rozwoju wielu konstrukcji silników elektrycznych wciąż bezkonkurencyjne są silniki z magnesami trwałymi, które charakteryzują się wysoką gęstością mocy, dużą przeciążalnością oraz szerokim zakresem prędkości obrotowej. Dzięki zastosowaniu wysokoenergetycznych magnesów z ziem rzadkich silniki te uzyskują bardzo wysoką sprawność (do 95%) oraz niewielką masę. Poza tym uproszczona konstrukcja silników z magnesami trwałymi stanowi ich niepodważalną zaletę [1–4].

Jedną z efektywnych konstrukcji silnika pod względem osiągniętych parametrów użytecznych jest silnik synchroniczny z magnesami trwałymi umieszczonymi wewnątrz rdzenia wirnika (IPMSM). Główną zaletą takiej konstrukcji silnika jest możliwość stosunkowo prostego kształtowania pola magnetycznego w szczelinie powietrznej poprzez odpowiednie rozmieszczenie magnesów w wirniku. Ponadto umieszczenie magnesów wewnątrz wirnika zabezpiecza je przed działaniem sił odśrodkowych, zwiększa ich odporność na odmagnesowanie oraz zmniejsza pulsacje momentu elektromagnetycznego [5–6]. Redukcja pulsacji momentu elektromagnetycznego jest jednym z istotnych zjawisk, których analiza musi być uwzględniona w trakcie projektowania silnika elektrycznego. W aplikacjach pojazdów elektrycznych i hybrydowych pulsacje momentu elektromagnetycznego mają negatywny wpływ na właściwości napędu, gdyż powodują powstawanie dodatkowych strat mocy, hałasu i drgań, co w konsekwencji prowadzi do obniżenia sprawności maszyny elektrycznej oraz szybszego zużycia elementów konstrukcyjnych napędu (łożysk, przekładni redukcyjnej).

Minimalizacja momentu zaczepowego (jedna ze składowych pulsacji momentu elektromagnetycznego), poprzez zmianę konstrukcji w obwodzie wirnika i stojana, może prowadzić do obniżenia średniego i maksymalnego momentu obrotowego uzyskiwanego przez silnik elektryczny [7].

Prezentowany prototyp silnika został zaprojektowany tak, aby moment zaczepowy był jak najmniejszy przy zachowaniu

Streszczenie: W pracy przedstawiono analizę najważniejszych parametrów użytecznych silnika z magnesami trwałymi i z uzwojeniem skupionym, który zaprojektowano do napędu pojazdów elektrycznych i hybrydowych. Dla zaprojektowanej konstrukcji prototypu silnika synchronicznego z magnesami umieszczonymi wewnątrz rdzenia wirnika (IPMSM) przedstawiono jego najważniejsze zalety. Zaprojektowany silnik o znamionowej mocy 80 kW charakteryzuje się niskimi stratami mocy w magnesach i żelazie oraz momentem zaczepowym nie większym niż 0,98 Nm.

Słowa kluczowe: silnik synchroniczny, magnesy trwałe, pojazd elektryczny, uzwojenie skupione

ANALYSIS OF THE BASIC PARAMETERS OF A PERMANENT MAGNET ELECTRIC MOTOR WITH CONCENTRATED WINDING FOR THE ELECTRIC VEHICLE

Abstract: The article presents the results of basic parameters of a permanent magnet motor with concentrated winding in the electric /hybrid vehicle application. The potential benefits resulting from the use of an interior permanent magnet synchronous motor (IPMSM) are presented. The 80 kW IPMSM is characterized by low magnet losses and iron losses and the cogging torque is not higher than 0,98 Nm.

Keywords: synchronous motor, permanent magnet, electric vehicle, concentrated winding

wymaganej wartości średniego momentu elektromagnetycznego. Zastosowanie uzwojenia skupionego umożliwiło znaczne skrócenie połączeń czołowych i mniejsze zużycie miedzi w porównaniu z uzwojeniem rozłożonym. Pozwoliło to ograniczyć długość przewodów i rezystancję uzwojenia, co w konsekwencji spowodowało zredukowanie strat w miedzi i mniejsze nagrzewanie się maszyny elektrycznej [8–9]. Uzwojenie skupione pozwala również znacznie uprościć proces nawijania takiego silnika, gdyż każda cewka może zostać niezależnie nawinięta. Taka metoda nawijania pozwala efektywniej wypełnić żłobek miedzią i zmniejszyć odstęp między zębami stojana,

co jest korzystne w osiągnięciu mniejszego momentu zaczepowego i zwiększeniu sprawności maszyny elektrycznej.

Celem artykułu jest przedstawienie podstawowych wyników analizy parametrów użytecznych silnika, tj. rozkładu indukcji pola magnetycznego w rdzeniu wirnika i stojana, napięć indukowanych w uzwojeniu stojana, stałej napięciowej, stałej momentowej, pulsacji momentu elektromagnetycznego, momentu zaczepowego oraz strat mocy w magnesach trwałych i w żelazie (rdzeń stojana i wirnika). W analizie efektywności badanego silnika pominięto analizę strat mocy w miedzi.

2. Prototyp silnika z magnesami zagnieżdżonymi wewnątrz rdzenia wirnika

Na podstawie określonych wymagań dla aplikacji trakcyjnych pojazdów elektrycznych wybrano konstrukcję silnika o parametrach konstrukcyjnych i o właściwościach materiałów zestawionych w tabeli 1. Zaprezentowana wersja silnika IPMSM posiada cewki skupione, w których zastosowano uzwojenie jednowarstwowe skupione o stosunku liczby żłobków do liczby biegunów równej 12/8. Liczba cewek na biegun i fazę wynosi jeden.

Kształt wyciętej blachy stojana i wirnika przedstawiono na rysunku 1.

Schemat rozmieszczeń cewek dla uzwojenia trójfazowego pokazano na rysunku 2.

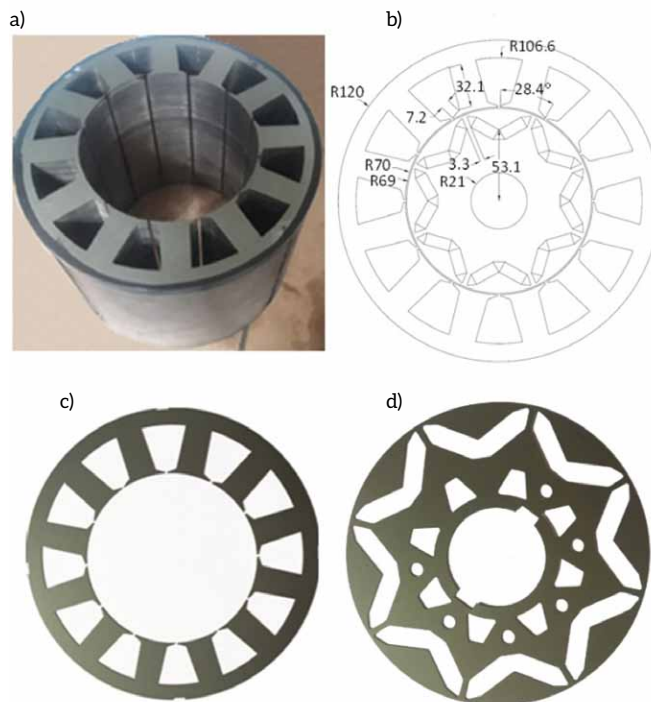
W zaprojektowanej konstrukcji wirnika zastosowano magnesy w kształcie litery V umieszczone w tzw. barierach magnetycznych wewnątrz rdzenia pakietowanego wirnika. Kształt i wielkość barier magnetycznych zostały tak dobrane, aby silnik posiadał jak największą stałą momentową oraz najmniejszą wartość indukcji magnetycznej w pakietowanych blachach wirnika. Od optymalnego doboru kształtu i rozmieszczenia barier magnetycznych będzie uzależniona efektywność pracy silnika [5, 10].

Na wirniku wycięto otwory w celu zmniejszenia jego masy, co pozwoliło również obniżyć moment bezwładności silnika. Kształt i rozmieszczenie wyciętych otworów w wirniku dobrano tak, aby nie wpływały one na przepływ strumienia magnetycznego w wirniku, zachowując niezmienną wartość stałej napięciowej i stałej momentowej [13–14] (w prezentowanych modelach polowych pominięto te wycięcia, które są widoczne na rysunku 1 d). W wirniku zastosowano wysokoenergetyczne magnesy N38EH. Maksymalna temperatura pracy tych magnesów wynosi 200°C. W celu ograniczenia strat mocy w magnesach przy wysokich prędkościach obrotowych magnes został podzielony na 6 wzdłużnych segmentów. Liczba segmentów została dobrana optymalnie pod kątem obniżenia prądów wirowych indukowanych w magnesie oraz pod kątem ekonomicznym [1, 3, 11–12].

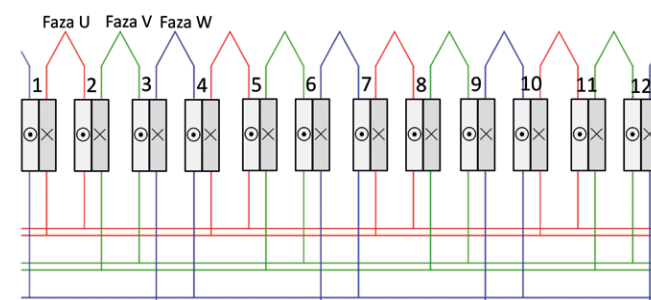
Rdzeń wirnika i stojana wykrojono z blachy elektrotechnicznej M270 o grubości 35 mm i powłoce elektroizolacyjnej C5. Charakterystykę magnesowania blachy, jaką wykorzystano do obliczeń numerycznych w modelu polowym silnika, zaprezentowano na rysunku 3.

3. Analiza pola magnetycznego

Rozkład pola magnetycznego i linie strumienia magnetycznego oraz rozkład jego wektora dla stanu bezprądowego



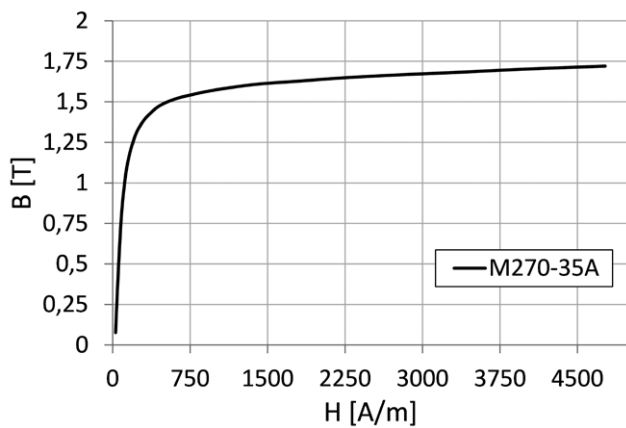
Rys. 1. Rdzeń stojana silnika 12/8 (a); najważniejsze wymiary silnika (b); blacha pakietu stojana (c) i wirnika (d)



Rys. 2. Schemat połączeń cewek dla kolejnych faz uzwojenia badanego silnika

Tabela 1. Najważniejsze parametry silnika elektrycznego IPMSM

Moc znamionowa	$P_n = 80 \text{ kW}$
Moment znamionowy	$T_n = 180 \text{ Nm}$
Prędkość znamionowa	$n = 4500 \text{ obr./min}$
Liczba biegunów wirnika	$2p = 8$
Liczba żłobków	$z = 12$
Układ magnesów w wirniku	w kształcie litery „V”
Napięcie znamionowe zasilania	$U_n = 400 \text{ V}$
Chłodzenie	wodne
Grubość szczeliny powietrznej	$\delta = 1 \text{ mm}$
Rodzaj magnesu	N38EH
Pakiet blachy stojana i wirnika	M270-35A C5



Rys. 3. Charakterystyka $B = f(H)$ magnesowania blachy rdzenia wirnika i stojana

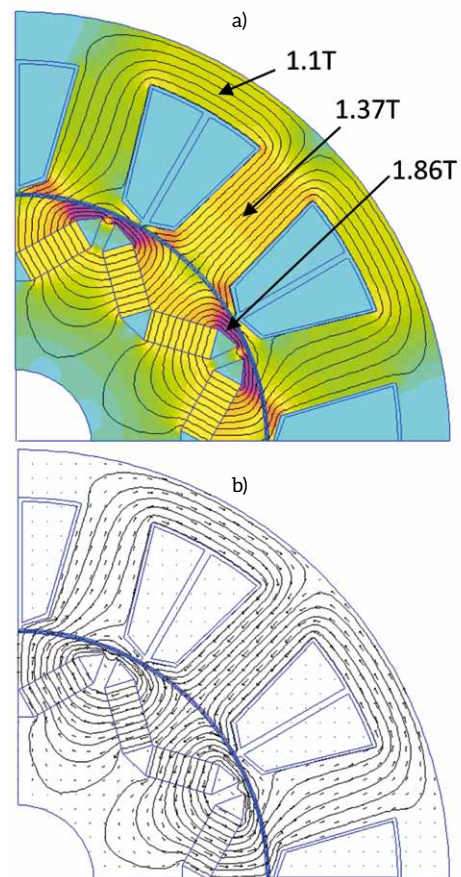
przedstawiono odpowiednio na rysunku 4a oraz na rysunku 4b. Z rozkładów tych wynika, że indukcja magnetyczna w magnesotwodzie wirnika nie przekracza 1,86 T, a w centralnej części zęba i jarzmie stojana odpowiednio wynosi około 1,37 T i 1,1 T.

Na rysunku 5 przedstawiono rozkłady pola magnetycznego dla dwóch położenia wirnika względem stojana, tj. dla osi $-d$ i osi $-q$ (położenia te odniesione są do osi cewki dla jednej z faz uzwojenia) [15–16]. Dla tych położenia wirnika względem stojana w stanie obciążenia prądowego $I_m = 57$ A wyznaczono rozkłady indukcji magnetycznej. Dla położenia w osi $-q$ zaobserwowano nasycenie się pola magnetycznego w zębie stojana dochodzące do 1,85 T. Jak widać, strumienie w takim położeniu wirnika biorą największy udział w wytworzeniu użytecznego momentu elektromagnetycznego. W osi $-d$ strumienie magnetyczne głównie zamykają się w biegunach wirnika, biorąc udział w domagnesowywaniu bądź też odmagnesowywaniu magnesów trwałych.

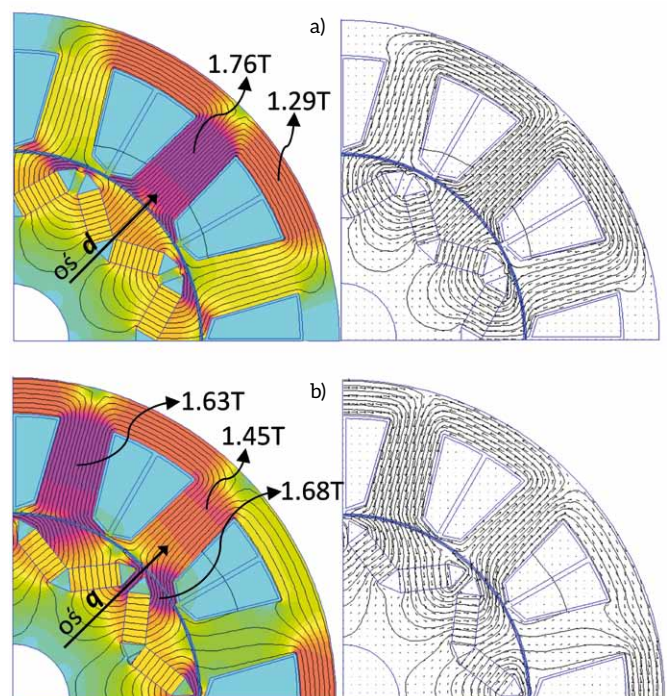
Rozkłady indukcji magnetycznej w stanie zwarcia pokazano na rysunku 6 dla wirnika w osi $-d$ i osi $-q$ odniesionej do jednej z osi uzwojenia trójfazowego.

4. Analiza napięć indukowanych w uzwojeniu silnika

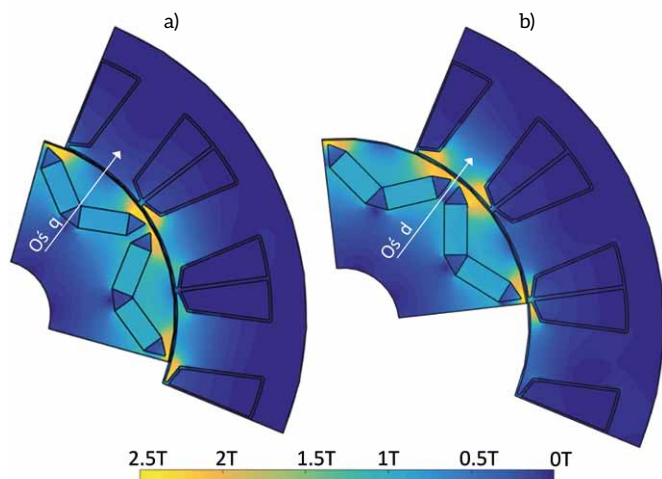
Jednym z ważnych kryteriów oceny jakości maszyny elektrycznej, która może pracować jako silnik lub/i generator, jest jakość wytwarzanej energii elektrycznej, o której decyduje m.in. zawartość wyższych harmonicznych w napięciu indukowanym w poszczególnych fazach uzwojenia. Mając to na uwadze, autorzy przeprowadzili szereg badań symulacyjnych, w których badano przede wszystkim wpływ zmiany kształtu nabiegunków stojana oraz modyfikację kształtu magnesów. Modyfikacja kształtu magnesów (poprzez zmianę wycięć na pakiecie wirnika) nie tylko prowadziła do zmiany wymiaru magnesu i jego nachylenia względem drugiego, sąsiedniego magnesu w odniesieniu do tego samego bieguna, ale również determinowała zmianę kształtu bariery powietrznej dla strumienia magnetycznego.



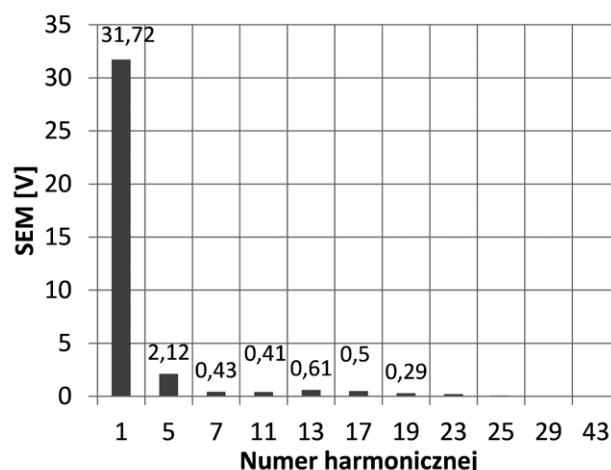
Rys. 4. Rozkład indukcji magnetycznej i linie strumienia magnetycznego (a) oraz rozkład wektora indukcji magnetycznej (b) w stanie bezprądowym



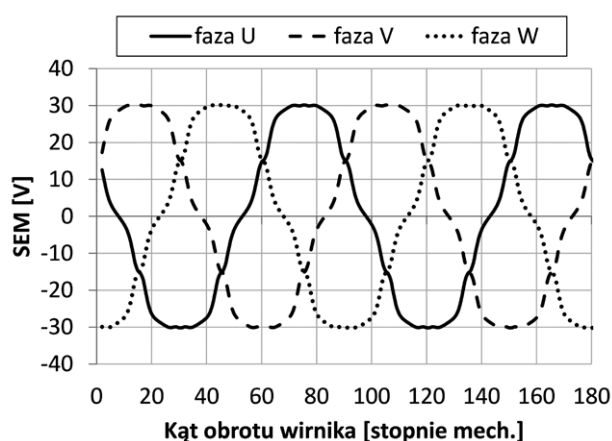
Rys. 5. Rozkład indukcji magnetycznej w stanie obciążenia prądowego przy prądzie przewodowym równym $I_m = 228$ A dla położenia wirnika w osi $-d$ (a) i osi $-q$ (b) względem osi uzwojenia fazy U



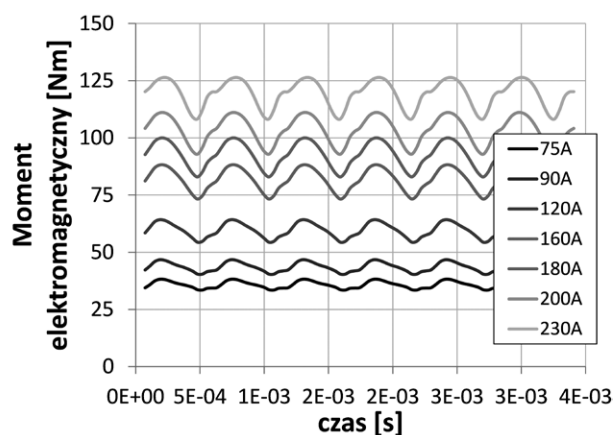
Rys. 6. Rozkład indukcji magnetycznej w stanie zwarcia trzech faz uzwojenia stojana



Rys. 8. Analiza harmonicznych siły elektromotorycznej dla jednej z faz uzwojenia stojana przy prędkości obrotowej wynoszącej 1000 obr./min



Rys. 7. Siła elektromotoryczna indukowana w poszczególnych fazach uzwojenia przy 1000 obr./min



Rys. 9. Zmienność momentu elektromagnetycznego w funkcji czasu dla 4500 obr./min przy różnych wartościach prądu fazowego

Finalną wersję po modyfikacji przedstawia konstrukcja z rysunku 1. Na rysunku 7 przedstawiono przebiegi indukowanych napięć fazowych przy prędkości obrotowej równej 1000 obr./min dla poszczególnych faz uzwojenia stojana.

Stałą napięciową wyznaczono na podstawie wartości skutecznej napięcia międzyfazowego dla prędkości 1000 obr./min według wzoru (1).

$$k_e = 0,35 \text{ [V} \cdot \text{s/rad]} \quad (1)$$

Analizę harmoniczną fazowego napięcia indukowanego w fazie uzwojenia stojana pokazano na rysunku 8. Poza pierwszą harmoniczną (31,72 V) największe harmoniczne to piąta (2,12 V) i trzynasta (0,61 V), pozostałe są niższe niż 0,43 V. Współczynnik zawartości harmonicznnych w przebiegu siły elektromotorycznej wynosi THD 7,47%.

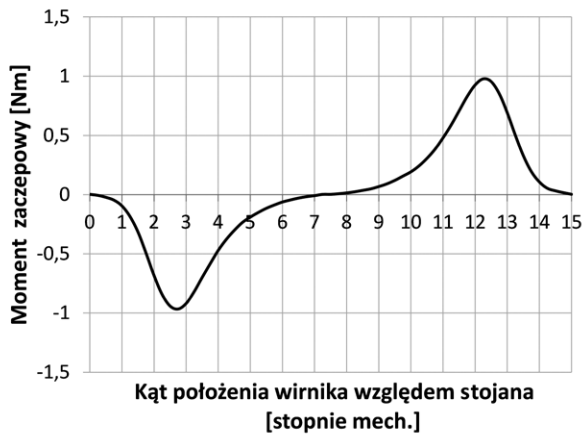
5. Moment elektromagnetyczny i moment zaczepowy

Na rysunku 9 pokazano zmienność średniego momentu elektromagnetycznego dla różnych wartości prądu obciążenia. Wzrost prądu przepływającego przez uzwojenie stojana powoduje zwiększanie się pulsacji momentu elektromagnetycznego.

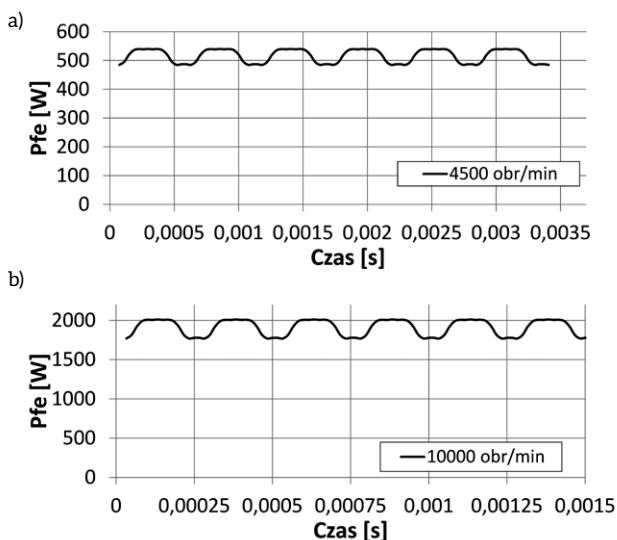
Poniżej wyznaczono stałą momentową (2) jako stosunek średniej wartości momentu T_{av} do skutecznej wartości prądu I_{rms} . Wartość stałej momentowej przy 100 A_{rms} wynosi 0,72 Nm/A_{rms}.

$$k_T = T_{av} / I_{rms} \text{ [Nm/A}_{rms}\text{]} \quad (2)$$

Amplituda momentu zaczepowego i wartość *peak-to-peak* wynoszą odpowiednio 0,98 Nm i 1,95 Nm. Na rysunku 10 pokazano zmienność momentu zaczepowego w funkcji kąta obrotu wirnika.



Rys. 10. Moment zaczepowy w funkcji kąta położenia wirnika względem stojana (stan bezprądowy)



Rys. 11. Zmienność strat mocy w żelazie w funkcji czasu dla różnych prędkości: 4500 obr./min (a) i 10 000 obr./min (b) - stan jałowy

6. Straty mocy w żelazie i w magnesach

Poniżej przedstawiono przykładowe przebiegi zmienności strat mocy w żelazie w funkcji czasu w stanie jałowym, rysunek 11. Przez straty w żelazie rozumie się sumę strat w odniesieniu do wirnika i stojana.

Średnie straty w żelazie dla stanu zwarcia przy prędkości 4500 obr./min nie przekraczały 300 W. Dla stanu obciążenia prądem $I_m = 230$ A otrzymano średnie straty mocy w żelazie na poziomie 1250 W.

W tabeli 2 zestawiono obliczenia prądów wirowych w magnesach trwałych dla różnych prędkości obrotowych wirnika w stanie zwarcia i jałowym. Straty mocy w magnesach będą bardzo mocno uzależnione od liczby segmentów N użytych w magnesie trwałym.

Z tabeli powyżej wynika, że dla stanu zwarcia liczba segmentacji znacząco likwiduje wielkość cyrkulacji prądów wirowych,

Tabela 2. Całkowite straty mocy w magnesach w stanie jałowym i zwarcia dla różnej liczby segmentów na magnes

Prędkość obrotowa	Liczba segmentów	Stan zwarcia	Stan jałowy
n [obr./min]	N [-]	PPM [W]	PPM [W]
1000	1	50	23
	3	44	22
	5	39	20
4500	1	1005	474
	3	892	445
	5	782	416
10 000	1	4823	2373
	3	4292	2219
	5	3785	2069

zmniejszając tym samym całkowite straty mocy w magnesach i zmniejszając ryzyko odmagnesowania magnesów. Wyniki te również pokazują, że liczba segmentów na jeden magnes powinna być nie mniejsza niż 5–6 segmentów.

7. Podsumowanie i wnioski

Wymagania, jakie postawiono dla silnika 8-biegunowego z uzwojeniem skupionym i z magnesami zagnieżdżonymi wewnątrz rdzenia wirnika w kształcie litery V, zostały osiągnięte. Zbudowany prototyp silnika do napędu pojazdu elektrycznego charakteryzuje się optymalnie niskimi stratami mocy w magnesach trwałych na poziomie 416 W i 782 W odpowiednio w stanie jałowym i zwarcia przy prędkości znamionowej 4500 obr./min. Natomiast straty mocy w pakiecie rdzenia nie przekraczają 500 W i 300 W odpowiednio w stanie jałowym i zwarcia dla pracy przy prędkości znamionowej.

Zaprezentowany kształt bariery magnetycznej pozwolił ograniczyć moment zaczepowy do zadawalającego poziomu, którego wartość maksymalna nie przekracza 0,98 Nm.

Aby uzyskać silnik o optymalnie dobrej sprawności, liczba segmentów magnesów trwałych nie powinna być niższa niż 5–6.

Literatura

- [1] LAMPÉRTH M.U., MALLOY A.C., MLOT A., CORDNER M.: *Assesment of axial flux motor technology for hybrid powertrain integration*. EVS 28 International Electric Vehicle Symposium and Exhibition, 2015.
- [2] MLOT A., MALLOY A.C., KORKOSZ M., LAMPÉRTH M.: *Electromagnetic review of rotor/stator misalignment in permanent magnet axial flux motor*. Analysis and Simulation of Electrical and Computer System, Lecture Notes in Electrical Engineering book series, volume 452, 2017.
- [3] MLOT A., LUKANISZYN M., KORKOSZ M.: *Magnet loss analysis for a high-speed PM machine with segmented PM and modified tooth-tips shape*. Archives of Electrical Engineering, 65(4)/2016.

- [4] LINDTH P., NERG J., PYRHONEN J. ET. AL.: *Interior permanent magnet motors with non-overlapping concentrated winding or with integral slot winding for traction application*. „Przegląd Elektrotechniczny” 7b/2012.
- [5] PAPLICKI P.: *Bariery magnetyczne w wirniku silnika synchronicznego z magnesami trwałymi*. „Przegląd Elektrotechniczny” 4/2017.
- [6] PAPLICKI P.: *Silniki magnetoelektryczne do hybrydowych napędów samochodowych*. „Przegląd Elektrotechniczny” 6/2010.
- [7] ŁUKANISZYN M., MŁOT A.: *Torque characteristics of a BLDC motor with multipolar excitation*. The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering, COMPEL, vol. 28, issue 1, 2009.
- [8] BIAŁAS A., ROSSA R.: *Konstrukcja modelowa silnika synchronicznego z magnesami trwałymi o cewkach skupionych*. „Zeszyty Problemowe – Maszyny Elektryczne” 2/2014.
- [9] JUNAK J., OMBACH G.: *Projektowanie silników szczotkowych i bezszczotkowych z magnesami trwałymi w zastosowaniach dla przemysłu samochodowego*. „Zeszyty Problemowe – Maszyny Elektryczne” 89/2011.
- [10] ŁYSKAWIŃSKI W., JĘDRYCZKA C., STACHOWIAK D.: *Analiza wpływu bariery magnetycznej na oddziaływanie twornika w 6-biegunowym silniku synchronicznym o magnesach cięciwowych*. „Electrical Engineering” 85/2016.
- [11] MŁOT A., ŁUKANISZYN M.: *Magnet eddy-current loss reduction in a high-speed permanent magnet machine with concentrated windings*. „Maszyny Elektryczne – Zeszyty Problemowe” 3/2015.
- [12] MŁOT A., ŁUKANISZYN M., LATAWIEC K.: *Magnet-eddy-current loss reduction in a high-speed Pm machine*. International Conference on Fundamentals of Electrotechnics and Circuit Theory, XXXVIII IC-SPETO, 2015.
- [13] DAJAKU G., GERLING D.: *Analysis of different PM machines with concentrated windings and flux barriers in stator core*, International Conference on Electrical Machines (ICEM), IEEE, 2014.
- [14] WANG Y., BIANCHI N., BOLOGNANI S., ALBERTI L.: *Synchronous motors for traction applications*, International Conference of Electrical and Electronic Technologies for Automotive, IEEE, 2017.
- [15] GU W., ZHU X., QUAN L., DU YI: *Design and Optimization of Permanent Magnet Brushless Machines for Electric Vehicle Applications*. „Energies” 8(12)/2015.
- [16] DROBNI K., GAŠPARIN L., FIŠER R.: *Fast and Accurate Model of Interior Permanent Magnet Machine for Dynamic Characterization*. „Energies” 12(5)/2019.

 Andrzej Lechowicz, Adrian Młot – Politechnika Opolska;
Piotr Skrobotowicz – Auto Power Electronic

artykuł recenzowany