

Adrian MROZEK
Katedra Maszyn i Urządzeń Elektrycznych

BADANIA MOMENTU ELEKTROMAGNETYCZNEGO SYNCHRONICZNYCH SILNIKÓW O MAGNESACH TRWAŁYCH

Streszczenie. W artykule przedstawiono analizę teoretyczną, wyniki obliczeń numerycznych i pomiarów momentu synchronicznych silników o magnesach trwałych. Przeanalizowano wpływ zmiany konstrukcji rdzeni stojana i wirnika na rozwijany moment elektromagnetyczny i moment zaczepowy (cogging torque) – będący głównym źródłem pulsacji momentu użytecznego na wale. Obliczenia i pomiary wykonano dla stojana klasycznego ze skosem żłobków i bez skosu oraz dla stojana dwuczęściowego z zamkniętymi żłobkami od strony szczeliny pomiędzy stojanem i wirnikiem. Zbadano wpływ szerokości bieguny (magnesu) na amplitudę momentu zaczepowego. Do obliczeń wykorzystano metodę elementów skończonych i program Opera-2d.

INVESTIGATIONS OF ELECTROMAGNETIC TORQUE OF PERMANENT MAGNET SYNCHRONOUS MOTOR

Summary. The influence of the change in construction of stator and rotor cores on PMSM torque was investigated. Computations and measurements were made for two types of a stator. The first one was conventional with and without the skewed slots, while the second one consisted of two parts: an inner slotted part and an outer ring-shaped part. The inner part had closed slots from the side of an air-gap. The influence of the magnet pole width on the cogging torque amplitude was investigated as well. FEM and the program Opera-2d (*Vector Fields Ltd*) were used for computations.

1. WSTĘP

Silniki synchroniczne o magnesach trwałych (SSMT) są powszechnie stosowane m.in.: w aparaturze audiowizualnej, w urządzeniach pozycjonujących, w napędach obrabiarek precyzyjnych. Stanowią one konkurencję dla maszyn asynchronicznych za sprawą dużych wartości momentów przypadających na jednostkę masy lub objętości maszyny. W szczególności dotyczy to silników z magnesami typu: Nd-Fe-B, Sm-Co.

Do głównych niedogodności eksploatacyjnych silników o magnesach trwałych należą: niemożność bezpośredniego wpływania na strumień wzbudzenia oraz pulsacje momentu na wale. W silnikach o magnesach trwałych z klasycznym stojanem główną przyczyną pulsacji momentu na wale jest moment zaczepowy (cogging torque). Można go zmierzyć i obliczyć numerycznie w stanie bezprądowym. Jego wartość średnia w okresie równym podziałce żłobkowej wynosi zero. Przyczyną powstawania momentu zaczepowego jest cykliczna zmiana reluktancji szczeliny powietrznej pomiędzy stojanem i wirnikiem. Ilościowy wpływ momentu zaczepowego na moment użyteczny na wale silnika zależy od wartości prądu twornika, którego

przepływ wchodząc w reakcję z polem magnesów trwałych wytwarza moment wzbudzeniowy (moment sił Lorentza). Wpływ momentu zaczepowego na pracę silnika i całego układu napędowego zależy również od prędkości obrotowej wirnika. Przy niewielkich prędkościach energia kinetyczna mas wirujących jest na tyle mała, że moment zaczepowy powoduje zauważalne pulsacje prędkości kątowej wirnika w zakresie każdej podziałki żłobkowej.

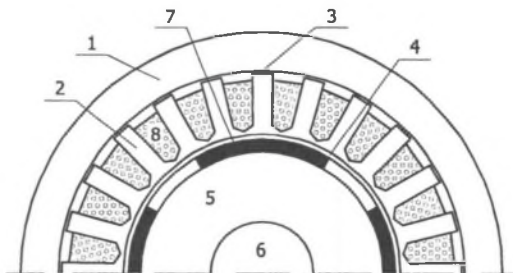
Sposobem eliminującym lub ograniczającym tę wadę eksploatacyjną może być odpowiednia budowa rdzenia stojana lub wirnika, polegająca na:

- zastosowaniu: skosu żłobków stojana [2, 5, 6, 8, 13], skosu magnesów względem osi wału [1] lub przesunięcia kąowego względem osi wału określonych magnesów tworzących biegun,
- „zamknięciu” żłobków od strony szczeliny powietrznej pomiędzy stojanem i wirnikiem (tzw. stojan mostowy [12] – rys. 1),
- doborze odpowiedniej szerokości biegunów [2, 4, 7, 8, 9, 13].

Głównym celem wykonanych i przedstawionych wyników badań było sprawdzenie wpływu wybranych konstrukcji stojana i wirnika na wytwarzany moment elektromagnetyczny oraz na moment zaczepowy – składnik momentu elektromagnetycznego, który stanowi główną przyczynę pulsacji prędkości kątowej wirnika. Stojany analizowanych silników są typowymi konstrukcjami stosowanymi w klasycznych maszynach asynchronicznych lub też bazują na nich. Magnesy trwałe tworzące bieguny są naklejane na powierzchnię rdzenia (rys. 3-A1, B1, C) lub też są wbudowane w rdzeń tak, żeby wektor magnetyzacji był prostopadły do promienia przechodzącego przez dłuższą oś symetrii magnesu o przekroju prostokąta (rys. 3-A2, B2).

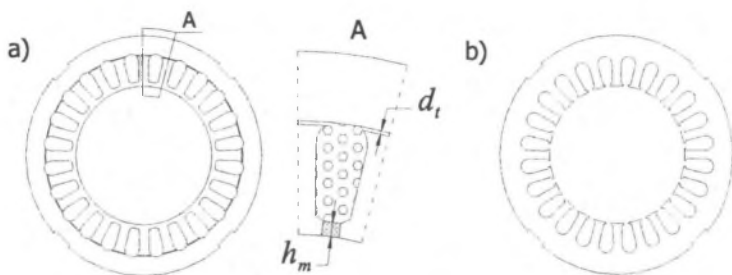
2. BUDOWA I WŁAŚCIWOŚCI SSMT Z DWUCZĘŚCIOWYM STOJANEM

Konstrukcja rdzenia stojana z zamkniętymi żłobkami od strony szczeliny powietrznej pomiędzy stojanem i wirnikiem jest znana od ok. 1945 r. i była stosowana w silnikach histerezowych. Wewnętrzna część rdzenia ma otwarcia żłobków od strony zewnętrznej, co ułatwia montaż uzwojeń. Zęby tej części pakietu są zespolone od strony wirnika tzw. mostem, stąd nazwa: stojan mostowy (rys. 1, 2a). Taka budowa rdzenia praktycznie eliminuje obwodową zmianę reluktancji szczeliny powietrznej pomiędzy stojanem i wirnikiem. Zatem skutecznie eliminuje pulsacje momentu wywołane momentem zaczepowym oraz wyższymi harmonicznymi rozkładu pola magnetycznego w szczelinie powietrznej.



Rys. 1. Przykładowy przekrój poprzeczny obwodu elektromagnetycznego silnika o magnesach trwałych ze stojanem mostowym: 1 – część zewnętrzna rdzenia stojana, 2 – część wewnętrzna rdzenia stojana, 3 – szczelina „technologiczna”, 4 – szczelina pomiędzy stojanem i wirnikiem, 5 – rdzeń wirnika, 6 – wał ferromagnetyczny, 7 – magnes trwały, 8 – uzwojenie twornika

Fig. 1. Exemplary cross-section of electromagnetic circuit of permanent magnet motor with bridged stator: 1 – outer ring-shaped part, 2 – inner slotted part, 3 – „technological” air gap, 4 – air gap, 5 – rotor core, 6 – ferromagnetic shaft, 7 – permanent magnet, 8 – armature winding



Rys. 2. Przekroje poprzeczne rdzenia stojana: mostowy – a), klasyczny – b); d_i – wysokość szczeliny pomiędzy wewnętrznym i zewnętrznym rdzeniem, h_m – wysokość mostu

Fig. 2. Cross-sections of stator cores: bridged – a), conventional – b); d_i – thickness of an air-gap between the outer and the inner core part, h_m – bridge thickness

Efektom dwuczęściowej konstrukcji rdzenia stojana jest istnienie niewielkiej szczeliny pomiędzy obiema częściami. Wymiar tej szczeliny jest trudny do określenia z uwagi na to, że obie części są pakietowane i wzajemne ułożenie blach jest praktycznie niemierzalne. Jej wysokość maksymalną można oszacować, znając dokładność wykonania wymiarów rdzenia (tolerancje).

Do zalet silnika o magnesach trwałych ze stojanem mostowym należą m.in.:

- bardzo mała lub znikoma wartość amplitudy momentu zaczepowego,
- dogodniejszy sposób uzwojenia stojana i możliwość uzyskania większego wypełnienia żłobka zwojami,
- mniejsza zawartość wyższych harmonicznych w przestrzennym rozkładzie indukcji magnetycznej w szczelinie powietrznej pomiędzy stojanem i wirnikiem,
- większa cichobieżność.

Główną wadą tej konstrukcji jest zmniejszenie momentu użytecznego w odniesieniu do silnika ze stojanem klasycznym.

3. OPIS ANALIZOWANYCH SILNIKÓW I METODY BADAŃ

W obliczeniach numerycznych SSMT zastosowano model połowy silnika. Przyjęto następujące założenia:

- pole elektromagnetyczne jest polem magnetostatycznym dwuwymiarowym,
- nie uwzględniono zjawiska histerezy magnetycznej.

Na rys. 3 przedstawiono przekroje poprzeczne obwodów magnetycznych analizowanych modeli silników synchronicznych o magnesach trwałych.

Modele A1 i B1 mają magnesy naklejone na powierzchnię wirnika. W modelach A2 i B2 magnesy są wbudowane promieniowo w rdzeń wirnika. W modelach A1 i A2 szczelinę powietrzną d_i pomiędzy wewnętrzną i zewnętrzną częścią rdzenia stojana zamodelowano tak, że jej wartość można zmieniać od 0,8 do 1,8 wartości tolerancji wykonania średnicy zewnętrznej stojana d_{se} . Kształt żłobka w obu przypadkach jest taki sam. Również uzwojenia są takie same, gdyż niewielka zmiana położenia żłobka wzdłuż promienia nie ma istotnego wpływu na ułożenie zezwojów.

Model C ma magnesy o kształcie wycinków tulei. Kąt biegunowy magnesu b_p w modelu obliczeniowym zmieniano co dwa stopnie w zakresie od 50° do 90° dla podziałki biegunowej równej $\tau_p=90^\circ$. Szerokości bieguna większych niż 0,8 – wyrażonych w wartościach

względnych – w praktyce się nie stosuje. Przyjęty szerszy zakres (od 0,55 do 1) ma znaczenie tylko teoretyczne.

Model D – nie przedstawiony na rysunku, jest identyczny co do przekroju poprzecznego z modelem B1. Różnicą jest skos żłobków, który uwzględniono w obliczeniach mnożąc wartości momentu elektromagnetycznego przez kosinus kąta skosu żłobków.

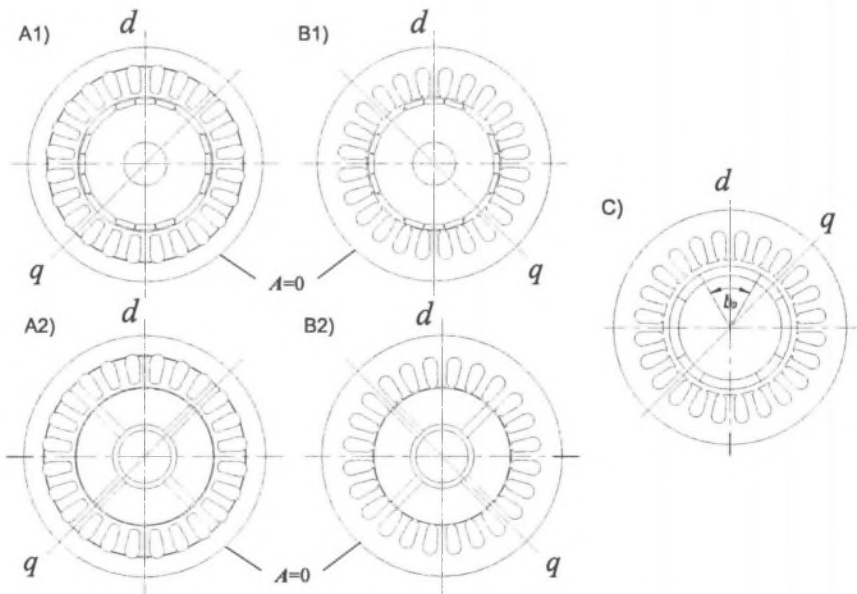
W obliczeniach momentu elektromagnetycznego wirnik ustawiono tak, żeby moment zaczepowy miał wartość zero, a oś wzdłużna symetrii wirnika (oś d) pokrywała się z osią uzwojenia fazy stojana. W uzwojeniach wymuszono prądy o krotności od 0,1 do 1,3 prądu znamionowego silnika asynchronicznego ($I_N=1,2$ A), którego stojan wykorzystano do budowy prototypów silników: A2, B2 [11]. Prądy wymuszano w taki sposób, żeby uzyskać przepływ twornika tylko w osi poprzecznej symetrii wirnika (oś q).

Pomiary momentu zaczepowego wykonano napędzając badany silnik o magnesach trwałych z prędkością n w zakresie od 0,6 do 1,2 obr./min. Wykorzystano do tego celu silnik prądu stałego, układ przekładni mechanicznych oraz hamulec likwidujący luz mechaniczny w przekładniach. Moment zaczepowy rejestrowano poprzez czujnik i kartę analogowo-cyfrową firmy *Fast Technology AG* (czujnik TM-HR-RD-17.5, karta Torque Link 9400).

Charakterystykę momentu użytecznego na wale w funkcji prądu twornika zmierzono wykorzystując ten sam czujnik, a do pomiaru wartości skutecznej prądu użyto przetwornika LEM LA25-NP i oscyloskopu Tektronix TDS 340A.

Szczelinę d , (rys. 2) o założonych rozmiarach pominięto w dalszych obliczeniach, gdyż nie wpływa znacząco na rozkład potencjału magnetycznego.

We wszystkich analizowanych silnikach zastosowano magnesy trwałe typu Nd-Fe-B (AM36 ST firmy *AMAG*) o charakterystyce odmagnesowania określonej tylko przez $B_r=1,2$ T



Rys. 3. Przekroje poprzeczne analizowanych silników: stojan mostowy – A1), A2); stojan klasyczny – B1, B2); stojan klasyczny – c), $b_p=50^\circ\div 90^\circ$; główne wymiary rdzenia stojana: $d_{se}=106$ mm, $d_s=61$ mm, $h_q=13$ mm, $\delta=0.5$ mm

Fig. 3. Cross-sections of analysed motors: bridged stator – A1), A2); conventional stator – B1, B2); conventional stator – c), $b_p=50^\circ\div 90^\circ$; main dimensions of stator core: $d_{se}=106$ mm, $d_s=61$ mm, $h_q=13$ mm, $\delta=0.5$ mm

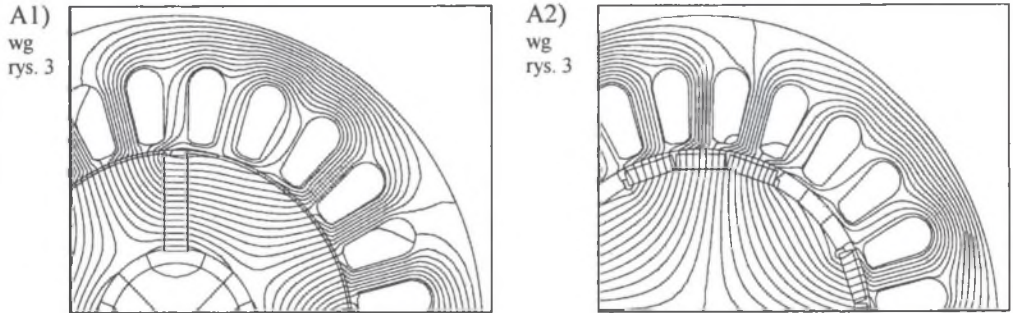
i $H_{cB}=905$ kA/m dla temperatury $T=293$ K. Współczynniki temperaturowe, odpowiednio indukcji remanentu i natężenia koercji, są równe: $\alpha_{Br}=0,11$ %/K, $\alpha_{HcJ}=0,6$ %/K

Pomiary i obliczenia momentu elektromagnetycznego w funkcji prądu twornika wykonano dla temperatury $T=353$ K, momentu zaczepowego – dla temperatury $T=293$ K.

4. WYNIKI OBLICZEŃ

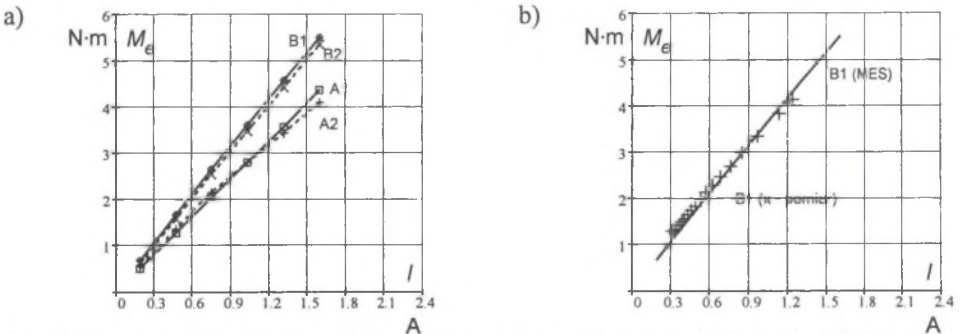
Obliczenia numeryczne przeprowadzono za pomocą programu Opera-2d ver. 1.6 (*Vector Fields Ltd*) wykorzystującego metodę elementów skończonych. Na rys. 4 przedstawiono izoliny pola magnetycznego przy wymuszeniu przepływu twornika tylko w osi poprzecznej q (nie ma rozmagnesowującego oddziaływania twornika w osi wzdłużnej d). Wartość prądu twornika odpowiadała prądowi znamionowemu silnika asynchronicznego ($I_N=1.2$ A), którego stojan wykorzystano do budowy prototypów. Silniki A1 i A2 cechują się powiększoną wartością strumienia rozproszenia, zamykającego się głównie przez most w obrębie żłobka (rys. 4–A1). Efektem tego są mniejsze wartości momentu elektromagnetycznego w porównaniu do silnika ze stojanem klasycznym, przy identycznych wartościach prądów (rys. 5a).

Wyniki obliczeń momentu elektromagnetycznego wykazały dużą zgodność z wynikami pomiarów momentu w stanie pracy generatorowej silnika (rys. 5b).



Rys. 4. Izolinie magnetycznego potencjału wektorowego dla $I_N=1.2$ A (stojan mostowy)

Fig. 4. Distribution of vector magnetic potential lines for $I_N=1.2$ A (bridged stator)



Rys. 5. Charakterystyka momentu elektromagnetycznego w funkcji prądu twornika (MES); silniki: A1, A2, B1, B2 – wg rys. 3

Fig. 5. Electromagnetic torque versus armature current (FEM); motors: A1, A2, B1, B2 – according to Fig. 3

Charakterystykę momentu zaczepowego w funkcji położenia kąowego wirnika dla silników: A1, B1, A2 i B2 pokazano rys. 6 i 7. Zastosowanie stojana mostowego objawia się praktyczną eliminacją momentu zaczepowego i jednocześnie zmniejszeniem momentu użytecznego o około $(20\div 25)\%$ (rys. 5a).

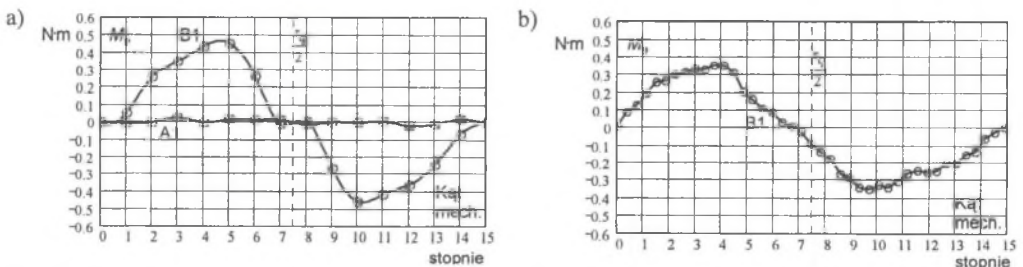
Założona wysokość mostu $h_m=1.2$ mm nie jest wartością minimalną. Wysokość mostu jest zależna od wielu współzależnych czynników, jak np.: średnica wewnętrzna stojana, wymiary zębów, liczba żłobków czy grubość blachy stojana. Wyznaczenie minimalnej wysokości mostu będzie możliwe po wykonaniu analizy pola naprężeń mechanicznych, jak również po wykonaniu badań prototypowych. Może się zdarzyć, że już mniejsza wysokość mostu wystarczy do ograniczenia pulsacji na zakładanym poziomie, ale wytrzymałość mechaniczna pakietu rdzenia spiętego nitami przez otwory w zębach nie będzie wystarczająca.

Wyniki obliczeń modelu C przedstawione na rys. 8 ilustrują, jak ze zmianą kąta biegunowego magnesów (w zakresie od 50° do 90°) zmianie ulega wartość amplitudy momentu zaczepowego. Wybór odpowiedniej wartości tego kąta może istotnie zmniejszyć wartość amplitudy momentu zaczepowego. Wyznaczona wartość kąta, dla którego amplituda przyjmuje minimalną wartość, nie będzie taka sama dla silników o innej budowie wirnika. Czynnikiem kształtującymi charakterystykę momentu zaczepowego, oprócz szerokości bieguna, są również: rodzaj namagnesowania (kierunek wektora magnetyzacji w magnesie), kształt bieguna i jego struktura (jednolity, segmenty o równej lub różnej długości). Trzeba mieć na uwadze również to, że zmiana szerokości bieguna wiąże się ze zmianą objętości magnesu, która jest obliczana podczas projektowania silnika o zadanej mocy.

Pomocną zależnością w oszacowaniu szerokości bieguna celem osiągnięcia małej amplitudy momentu zaczepowego jest wzór [7]: $b_p=(n+0.17)\cdot\tau_q$, gdzie: n – liczba całkowita większa od zera, τ_q – podziałka żłobkowa. Przykładowo: $n=4$, $\tau_q=15^\circ$, to $b_p=(4+0.17)\cdot 15\approx 62.5^\circ$; $n=5$ to $b_p=(5+0.17)\cdot 15\approx 77.5^\circ$.

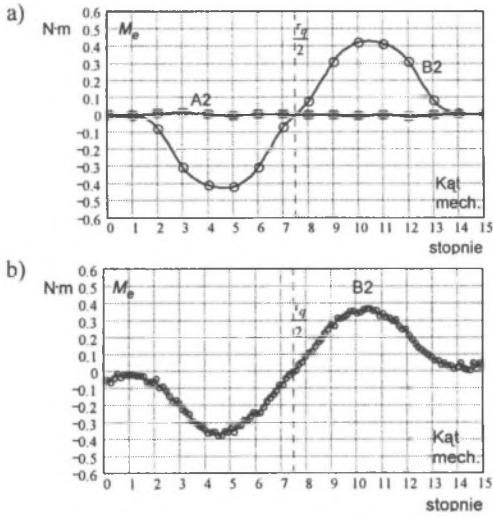
Charakterystykę momentu wzbudzeniowego i momentu zaczepowego dla modelu D ze skosem równym podziałce żłobkowej przedstawiono odpowiednio na rys. 10a, 9b i 11. Taka wartość skosu żłobków teoretycznie powinna wyeliminować moment zaczepowy. W praktyce, mimo starannego wykonania skosu żłobków, często nie udaje się całkowicie wyeliminować momentu zaczepowego. Jest to związane z innymi czynnikami powstawania pulsacji momentu elektromagnetycznego. Należą do nich m.in.:

- niesymetryczne położenie środka długości wirnika względem środka długości rdzenia stojana,
- mimośrodowe położenie wirnika względem stojana.



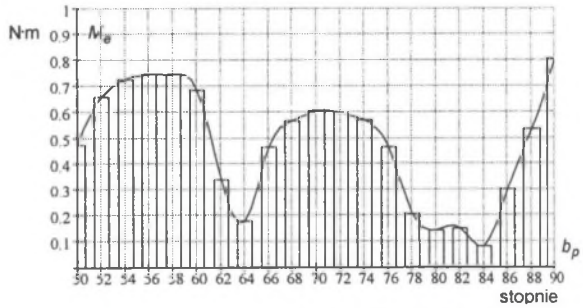
Rys. 6. Charakterystyka momentu zaczepowego w funkcji położenia kąowego wirnika: a) – MES; b) – pomiar; τ_q – podziałka żłobkowa, silniki: A1, B1 – wg rys. 3

Fig. 6. Cogging torque versus rotor positions: a) – FEM; b) – measurement; τ_q – slot pitch; motors: A1, B1, – according to Fig. 3

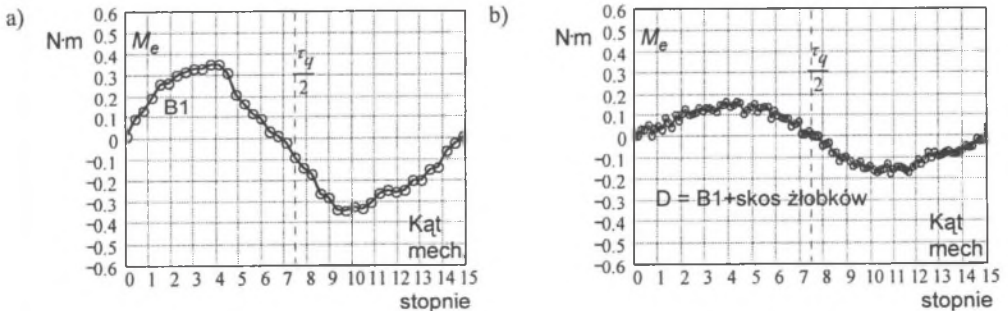


Rys. 7. Charakterystyka momentu zaczepowego w funkcji położenia kąowego wirnika: a) – MES; b) – pomiar; τ_q – podziałka żłobkowa, silniki: A2, B2 – wg rys. 3

Fig. 7. Cogging torque versus rotor positions: a) – FEM; b) – measurement; τ_q – slot pitch; motors: A2, B2 – according to Fig. 3

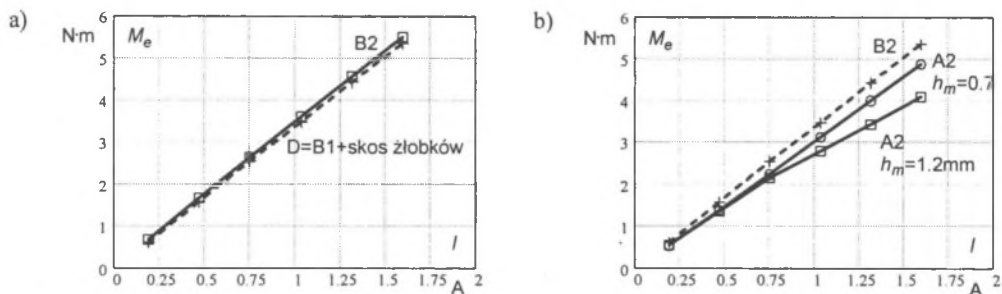


Rys. 8. Amplitudy momentu zaczepowego w funkcji kąta magnesów (MES); silniki: C
Fig. 8. Amplitudes of cogging torque versus magnet pole width (FEM); motors: C



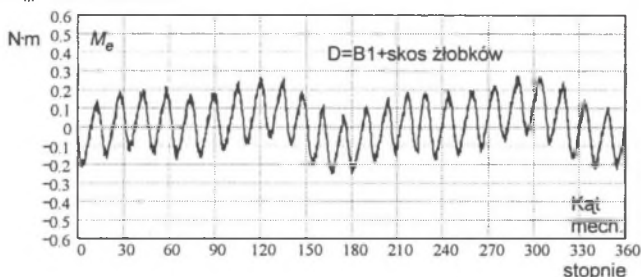
Rys. 9. Charakterystyka momentu zaczepowego w funkcji położenia wirnika (pomiar); silniki: B1, D=B1 ze skosem (wg rys. 3)

Fig. 9. Cogging torque versus the rotor position (measurement); motors: B1, D=B1 skewed (according to Fig. 3)



Rys. 10. Charakterystyka momentu elektromagnetycznego w funkcji prądu twornika (MES); silniki: B1, D=B1 ze skosem, B2, A2 z $h_m=0.7$ i 1.2 mm

Fig. 10. The electromagnetic torque versus the armature current (FEM); motors: B1, D=B1 skewed, B2, A2 with $h_m=0.7$ i 1.2 mm



Rys. 11. Charakterystyka momentu zaczepowego w funkcji położenia wirnika (pomiar); silniki: B1, D=B1 ze skosem (wg rys. 3)

Fig. 11. Cogging torque versus the rotor position (measurement); motors: B1, D=B1 skewed (according to Fig. 3)

5. PODSUMOWANIE

Przeprowadzona analiza wybranych konstrukcji silników o magnesach trwałych pozwoliła ocenić wpływ budowy i zmian w budowie stojana i wirnika na wytwarzany moment elektromagnetyczny i jego pulsacje.

Zaletą dwuczęściowej konstrukcji stojana - nazywanego tu stojanem mostowym (bridged stator)-jest praktyczna eliminacja momentu zaczepowego. Ta i pozostałe zalety tej konstrukcji omówione szerzej w [12] mogą się okazać niezastąpione tam, gdzie wymagania co do wartości pulsacji momentu na wale są wysokie. Sprawdzono również, że nasycenie się ferromagnetyka, a w szczególności fragmentów głowic zębów i mostu, w pomijalnie małym stopniu wpływa na charakterystykę momentu zaczepowego. Obliczenia momentu wykonano dla „zamrożonego” rozkładu przenikalności magnetycznej ze stanu obciążenia ($I=I_q=1.5 I_N$).

Potrzebne będą dalsze badania uwzględniające aspekty mechaniczne, gdyż – jak się okazuje-wysokość mostu rzędu 0,7 mm daje niemal identyczny efekt – eliminacji momentu zaczepowego. Wysokość mostu, równa wysokości otwarcia żłobka (szczyrbiny) w modelach B1 i B2, gwarantuje zmniejszenie momentu elektromagnetycznego na poziomie nie przekraczającym 10 % (rys. 10b).

Prostym i skutecznym sposobem redukcji pulsacji momentu lub ich praktycznej eliminacji jest zastosowanie skosu żłobków w stojanie. Strata momentu elektromagnetycznego dla tego sposobu ograniczania pulsacji rośnie wraz z wartością kąta skosu, jaki tworzą oś symetrii żłobków i oś symetrii wału. Zatem sposób ten nadaje się w szczególności do silników

o magnesach trwałych ze stojanami klasycznych maszyn asynchronicznych o małych wartościach podziałki żłobkowej, takich jak silniki B1 i B2. Uzyskanie całkowitej eliminacji momentu zaczepowego jest trudne, dodatkowo mogą występować inne czynniki wpływające na pulsujący przebieg momentu (rys. 11).

Zmiana szerokości bieguna (magnesu trwałego), taka jak w modelu C (rys. 3-C), również należy do skutecznych sposobów na znaczące ograniczenie pulsacji momentu i nie wymaga większych zmian w budowie rdzenia wirnika. Celem dokładnego wyznaczenia szerokości bieguna odpowiadającego minimalnej amplitudzie momentu zaczepowego należy wykonać obliczenia połowe, po wstępnie wyznaczonej szerokości bieguna wg wzoru podanego w [7].

Analiza dodatkowych przyczyn (współistniejących z momentem zaczepowym), powodujących pulsujący przebieg momentu użytecznego, a związanych m.in. z niesymetrycznym położeniem środka długości wirnika względem środka długości rdzenia stojana i mimośrodowym położeniem wirnika względem stojana, wymaga z reguły długotrwałych obliczeń dla pola trójwymiarowego.

LITERATURA

1. Alhamadi M.A., Demerdash N.A.: Modelling of Effects of Skewing of Rotor Mounted Permanent Magnets on the Performance of Brushless DC Motors. IEEE Transaction on Energy Conversion, Vol.6, No.4, December 1991, p.721-729.
2. Anderson E.Ch., Xie J.: Slot Induced Torque Pulsation in Permanent Magnet Synchronous Motor. International Conference on the Evolution and Modern Aspects of Synchronous Machines, Zurich, Switzerland, August 27-29, 1991, p.1066-1070.
3. Cai W., Fulton D., Reichert K.: Design of Permanent Magnet Motors with Low Torque Ripples. ICEM 2000, Espoo, Finland, p.1384-1388.
4. Carlson R., Tavares A. A., Bastos J. P., Lajoie-Mazenc M.: Torque Ripple Attenuation in Permanent Magnet Synchronous Motor. Conference Record of the 1989 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting, Part I, San Diego, CA, USA, October 1-5, 1989, p.57-62.
5. De La Ree J., Boules N.: Torque Production in Permanent Magnet Synchronous Motors. Conference Record of the 1987 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting, Part I, Atlanta, GA, USA, October 18-23, 1987, p.15-20.
6. Dudzikowski I., Janiszewski S.: Modelowanie silnika o magnesach trwałych z uwzględnieniem skosu żłobków wirnika. XXXIX Międzynarodowe Sympozjum Maszyn Elektrycznych SME 2003, 9-11 lipca 2003, Gdańsk – Jurata, s. 62.
7. Ishikawa T., Slemmon R. G.: A Method of reducing ripple torque in permanent magnet synchronous motors without skewing. IEEE Transactions on Magnetics, Vol.29, No. 3, March 1993, p.2028-2033.
8. Kawashima Y., Mizuno Y.: Reduction of detent torque for permanent magnet synchronous motor by magnetic field analysis. Proceedings of 11th International Electric Vehicle Symposium, Electric Vehicle: The Environment Friendly Mobiling, Vol.1 (section-1-9), Florence, Italy, September 27-30, 1992, p.(8.10) 1-10.
9. Li Touzhu, Slemmon R. G.: Reducing of cogging torque in permanent magnet motors. IEEE Transactions on Magnetics, Vol.24, No.6, November 1988, p.2901-2903.
10. Łukaniszyn M., Wróbel R., Jagieła M.: Optymalizacja kształtu magnesów trwałych w bezszczotkowym silniku prądu stałego. XXXIX Międzynarodowe Sympozjum Maszyn Elektrycznych SME 2003, 9-11 lipca 2003, Gdańsk – Jurata, s. 50.
11. Mrozek A.: Połowo-obwodowy algorytm obliczeń i pomiarowa weryfikacja parametrów silników synchronicznych o wewnętrznym i powierzchniowym usytuowaniu magnesów w wirniku, Projekt badawczy nr 8 T10 A 023 19, 2000.07.01-2001.06.30.
12. Pike Jeff., Harned T.: Slotless Motor Made a New Way. Machine Design, Cleveland, 1999.

13. Szczypior J.: Minimalizacja momentu reluktancyjnego w bezszczotkowych silnikach z magnesami trwałymi. XXXVIII Międzynarodowe Sympozjum Maszyn Elektrycznych SME 2002, 18-21 lipca 2002, Kielce – Cedzyna, s.50.
14. Vector Fields Ltd., Opera-2d – Reference Manual, 1994.

Wybrane oznaczenia użyte w artykule:

A – magnetyczny potencjał wektorowy, B_r – indukcja remanentu, d_s – średnica wewnętrzna stojana, d_{se} – średnica zewnętrzna stojana, d_t – szczelina pomiędzy stojanem wewnętrznym i zewnętrznym, H_{cB} – natężenie koercji, h_m – wysokość mostu (zamknięcia żłobka), h_q – wysokość żłobka, p – liczba par biegunów, Q – całkowita liczba żłobków stojana, T – temperatura, τ_q – podziałka żłobkowa stojana.

Recenzent: Dr hab. inż. Ignacy Dudzikowski
 Profesor Politechniki Wrocławskiej

Wpłynęło do Redakcji dnia 17 grudnia 2003 r.

Abstract

The paper presents theoretical analysis, measurements and computation results of torque of permanent magnets synchronous motor (PMSM). The influence of several different constructions of a stator and a rotor on the electromagnetic torque of PMSM was investigated. One type of a stator has two parts: an inner slotted one and an outer ring-shaped one. The inner slotted part has closed slots from the side of an air-gap.

Application of the two-part stator core, called a bridged stator, has several advantages, such as: elimination of a cogging torque, elimination of slot harmonics from the distribution of magnetic induction in an air-gap, more convenient winding of the stator, better filling of slots with the winding and higher silent-running.

The main disadvantage of the bridged stator motor is the torque loss compared with conventional slotted motor of the same size at the same current.

The other type of a stator is a conventional one with skewed slots. The influence of the skewing on PMSM performances was taken into consideration by means of coefficient of the skewing.

The influence of the pole width on a cogging torque amplitude was investigated as well. The pole width was changed within the range from 50 to 90 degrees at the pole pitch equal to 90 degrees.

The field calculations basing on the two-dimensional Finite Element Method (FEM) were applied to the determining the electromagnetic torque values. The cogging torque was calculated within the slot pitch range. The particular constructions of the PMSM were compared regarding generation of the electromagnetic torque and its pulsation. The computations were carried out by the Opera-2d program. The measurements of the cogging and electromagnetic torque at several loads were taken for the selected models. They were compared with the results of the computations.