ZESZYTY NAUKOWE POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ 1999
Seria: ELEKTRYKA z. 168 Nr kol. 1418

Roman MIKSIEWICZ

WPŁYW NASYCANIA OBWODU MAGNETYCZNEGO SILNIKA SYNCHRONICZNEGO Z MAGNESAMI TRWAŁYMI NA INDUKCYJNOŚCI ODDZIAŁYWANIA TWORNIKA

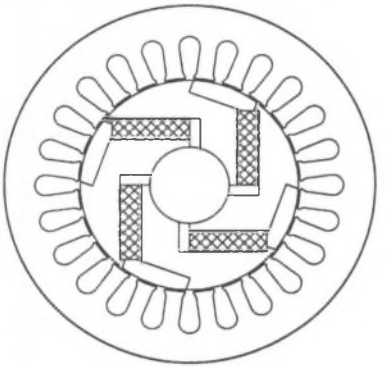
Streszczenie. W artykule przedstawiono wyniki obliczeń oraz pomiarów silnika synchronicznego z magnesami trwałymi umieszczonymi niesymetrycznie wewnątrz wirnika. Zbadano wpływ oddziaływania twornika na strumienie sprzężone w osiach d i q. Na podstawie obliczonego rozkładu przestrzennego indukcji magnetycznej w szczelinie (przy wykorzystaniu metody elementów skończonych oraz programu FEMAG-DC) oraz strumieni sprzężonych z uzwojeniami, obliczono indukcyjności oddziaływania twornika w funkcji prądu twornika dla różnych grubości szczelin powietrznych. Opierając się na rozkładzie przestrzennym indukcji obliczono moment reluktancyjny silnika (wynikający z użłobkowania stojana) w zależności od położenia wirnika. Na podstawie wyznaczonych parametrów schematu zastępczego obliczono charakterystyki eksploatacyjne silnika.

INFLUENCE OF MAGNETIC CIRCUIT SATURATION ON ARMATURE INDUCTANCES OF A SYNCHRONOUS MOTOR WITH PERMANENT MAGNETS

Summary. Results of calculations and measurements of armature inductances of a synchronous motor with permanent magnets distributed asymmetrically inside the rotor have been presented in the paper. Influence of the armature reaction in both axes on the flux linkages in these axes has been proved. The armature reaction inductances as a function of armature current for different thickness of the air gap have been determined (using FEM and the programme FEMAG-DC) basing on the calculated distribution of magnetic flux density in the air gap and the flux linked with the phase windings. Distribution of magnetic flux density in the air gap has enabled to calculate the reluctance torque (caused by stator slotting) as a function of the rotor angle. The exemplary characteristic have been calculated basing on the determined parameters of the motor equivalent circuit.

1. WSTĘP

Wirniki silników synchronicznych z magnesami trwałymi mają różnorodne rozmieszczenie magnesów. Większość z nich ma symetrię dwuosiową, inne zaś tej symetrii nie wykazują. Analizowany silnik ma niesymetryczny obwód magnetyczny przedstawiony na rys.1. Obwód elektromagnetyczny twornika stanowi uzwojony stojan 3-fazowego silnika asynchronicznego o mocy znamionowej 180 W i prądzie znamionowym 0.62 A. W wykonanym silniku prototypowym zastosowano magnesy trwałe o grubości 5.2 mm, typu Nd-Fe-B, które dla temperatury 85°C mają B_r=0.94 T, H_c=37.4 kA/m. Obwód magnetyczny wirnika został wykonany ze stali St5. Wał jest niemagnetyczny.



Rys.1. Obwód magnetyczny silnika z magnesami trwałymi
Fig.1. Magnetic geometry of the motor with permanent magnets

Ze względu na niesymetrię obwodu magnetycznego wirnika nie jest możliwe wykorzystanie do obliczeń parametrów klasycznych metod obwodowych, wynikających z zastosowania teorii 2-osiowej maszyny synchronicznej z wydatnymi biegunami. Dodatkową trudność w tym przypadku stanowi jednoznaczne wyznaczenie osi d oraz q. Przy obliczeniach projektowych (w obliczeniach charakterystyk eksploatacyjnych) silnika konieczne jest uwzględnienie nasycania się obwodu magnetycznego i jego wpływ na parametry schematu zastępczego. Wobec tego niezbędne staje się zastosowanie do obliczeń obwodu magnetycznego metod polowych, z których jest możliwe określenie indukcyjności twornika w obwodowym schemacie zastępczym maszyny. Do obliczeń polowych obwodu elektromagnetycznego silnika zastosowano program FEMAG-DC wykorzystujący metodę elementów skończonych dla obwodu 2-wymiarowego.

Przyjęto (podobnie jak w [1, 2]), że zmiana nasycania się obwodu magnetycznego w obu osiach jest niezależna od siebie, natomiast w danej osi wywołana jest tylko przepływem składowej prądu twornika w tej osi ($L_{ad}=f(I_d)$, natomiast $L_{aq}=f(I_q)$). Jak wynika z niektórych publikacji [2, 3], w zależności od szczegółowego rozwiązania konstrukcyjnego, należy niekiedy uwzględniać wzajemny wpływ prądów osiowych na indukcyjności L_{ad} i L_{aq} oraz indukowaną SEM. Wyznaczenie indukcyjności oddziaływania twornika i zbadanie wpływu nasycania się obwodu magnetycznego na indukcyjności dla różnych wartości szczeliny powietrznej między stojanem i wirnikiem jest głównym celem pracy.

2. POMIAROWE WYZNACZENIE INDUKCYJNOŚCI SILNIKA W STANIE STATYCZNYM PRZY UNIERUCHOMIONYM WIRNIKU

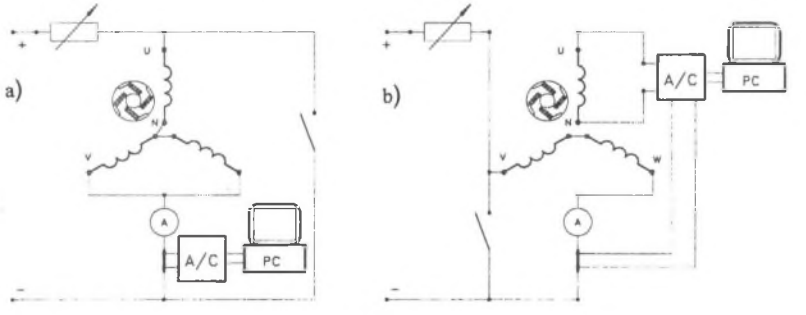
Podczas wykonywania pomiarów nie jest możliwe wydzielenie indukcyjności oddziaływania twornika L_{ad}, L_{aq} z indukcyjności twornika L_d, L_q. W maszynie z magnesami trwałymi ponadto nie ma możliwości "wyłączenia" magnesów - stąd ograniczone są również metody pomiarowe. W praktyce stosowane są dwie metody pomiarowe: pomiar parametrów w stanie obciążenia silnika lub pomiar w stanie statycznym przy unieruchomionym wirniku.

Pomiar w stanie obciążenia silnika wymaga zastosowania układu, w którym dla każdego obciążenia dokonuje się między innymi pomiaru kąta mocy, a następnie oblicza reaktancje synchroniczne.

W pomiarowej metodzie statycznej (przy unieruchomionym wirniku) należy najpierw określić położenie osi d wirnika względem faz uzwojenia stojana. W tym celu przy zasilaniu napięciem przemiennym dwóch faz należy ustalić takie położenie wirnika, przy którym napięcie indukowane w trzeciej fazie będzie najmniejsze.

Przy pomiarze indukcyjności, w zależności od tego, która z nich jest wyznaczana, zasila się odpowiednie uzwojenia fazowe maszyny prądem stałym (rys. 2a lub 2b) i rejestruje przebieg czasowy zaniku prądu, po zwarciu uprzednio zasilanych uzwojeń. Na podstawie przebiegu czasowego prądu oblicza się wartość strumienia skojarzonego (1) z uzwojeniem, z którego następnie wyznacza indukcyjność w osi d i q (2).

$$\Psi = R\int_{t_0}^{t_u} i(t)\,dt \qquad L_x = \frac{\Psi_x}{I_{dc}} \tag{1}$$

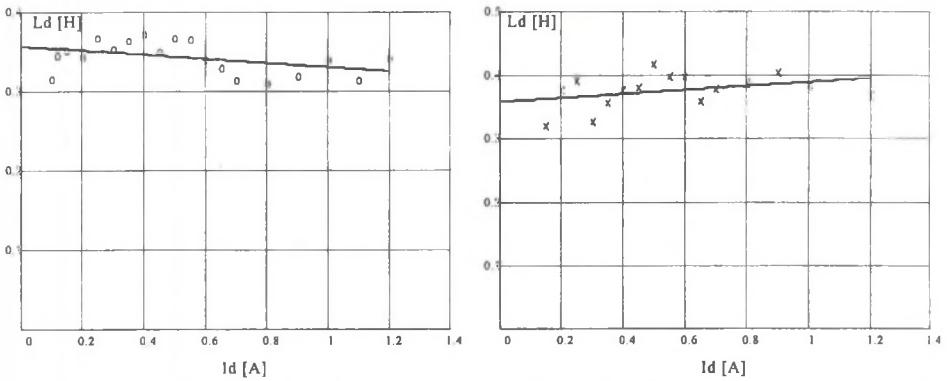


Rys. 2. Układy pomiarowe do wyznaczania indukcyjności w osi d (a) oraz w osi q (b)
Fig. 2. Measurement systems for determining inductances in d and q axes

Dla układów pomiarowych jak na rys. 2, indukcyjności w osiach d i q obliczane są w następujący sposób:

$$L_d = \frac{2}{3} L_{dx}, \qquad L_q = \frac{1}{2} L_{qx}. \tag{2}$$

Do rejestracji przebiegów czasowych zaniku prądu zastosowano kartę analogowo-cyfrową LAB-PC o częstotliwości próbkowania 67.5 kHz oraz współpracujący z nią komputer. Zapisując przebiegi czasowe prądów (dla kolejnych wartości prądów początkowych) w postaci plików tekstowych, obliczano następnie (za pomocą programu MATHCAD) strumień skojarzony (1) oraz indukcyjności (2). Zmierzone charakterystyki indukcyjności L_d w funkcji prądu I_d, dla dwóch kierunków prądu, przedstawia rys. 3. Zwrócić należy uwagę na wpływ kierunku prądu (domagnesowanie lub rozmagnesowanie magnesów) na indukcyjności maszyny.



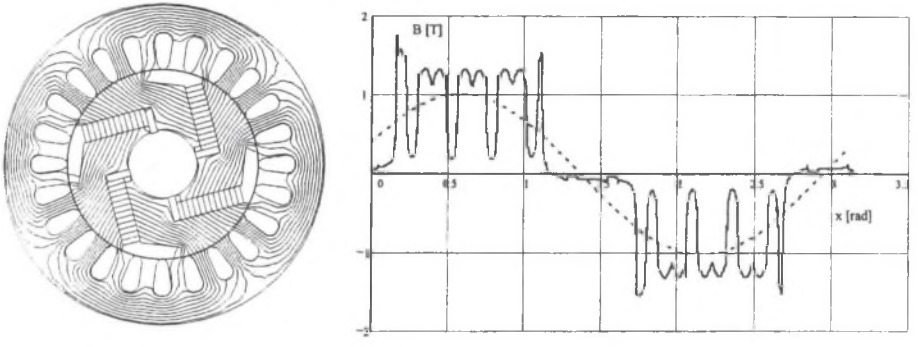
Rys. 3. Zależność indukcyjności L_d od prądu I_d dla dwóch kierunków prądów (szczelina 0.2 mm)

Fig. 3. Inductance L_d as a function of current I_d, for two current directions (air gap 0.2 mm)

3. OBLICZENIA INDUKCYJNOŚCI SILNIKA METODĄ ELEMENTÓW SKOŃCZONYCH

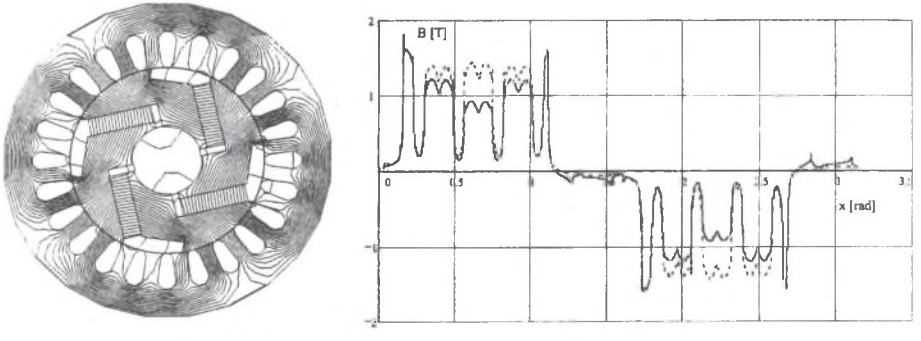
Obliczenia parametrów silnika wynikających z zastosowania teorii 2-osiowej sprowadziły się do wyznaczenia indukcyjności oddziaływania twornika L_{ad} i L_{aq} w osiach d oraz q w zależności od prądu twornika. Zastosowany do tego celu program FEMAG, wykorzystujący MES, oblicza między innymi: 2-wymiarowy rozkład pola magnetycznego w maszynie, rozkład indukcji magnetycznej w szczelinie, 1-harmoniczną rozkładu indukcji w szczelinie, strumienie sprzężone z poszczególnymi fazami. Program ten nie wyznacza więc bezpośrednio indukcyjności w osiach d i q. Przy pewnych uproszczeniach można je obliczyć na podstawie

otrzymanych wyników polowych. Obliczenia polowe przeprowadzano dla takich samych warunków zasilania jak przy pomiarach, wymuszając odpowiednio prądy w osiach d i q. Przyjęto stałe położenie osi d wyznaczone przez wartość maksymalną pierwszej harmonicznej indukcji w szczelinie przy prądzie twornika równym zero. Przykładowe rozkłady pola magnetycznego w silniku (dla różnych prądów oddziaływania twornika) oraz rozkłady przestrzenne indukcji w szczelinie wzdłuż maszyny przedstawiają rys.4÷6.



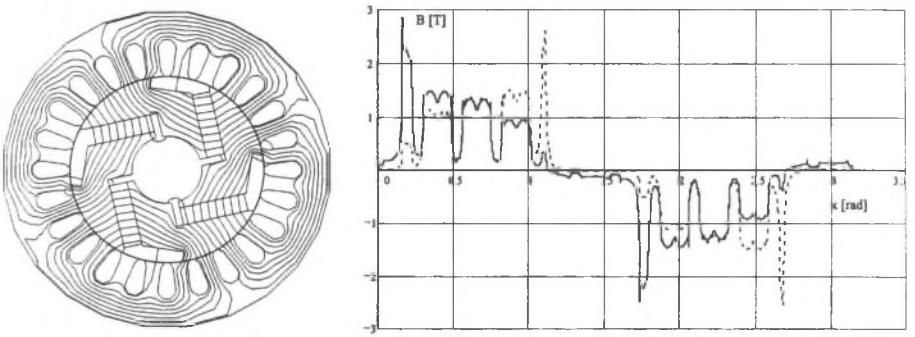
Rys. 4. Rozpływ strumienia magnetycznego i rozkład przestrzenny indukcji magnetycznej w szczelinie (oraz 1-harmonicznej) dla prądu twornika I=0

Fig. 4. Distribution of magnetic field in the motor and flux density in an air gap (and the 1-st harmonic), armature current I=0



Rys.5. Rozpływ strumienia magnetycznego oraz rozkład przestrzenny indukcji magnetycznej w szczelinie (δ=0.2 mm) dla prądu twornika I_d=0.6 A (linia przerywana) oraz I_d=-0.6 A (linia ciągła)

Fig.5. Distribution of magnetic field and flux density in an air gap for armature current I_d=0.6 A (dotted line) and I_d=-0.6 A (continuous line)



Rys. 6. Rozpływ strumienia magnetycznego oraz rozkład przestrzenny indukcji magnetycznej w szczelinie (δ=0.2 mm) dla prądu twornika I_q=0.6 A (linia przerywana) oraz I_q= -0.6 A (linia ciągła)

Fig. 6. Distribution of magnetic field and flux density in an air gap for armature current I_q=0.6 A (dotted line) and I_q=-0.6 A (continuous line)

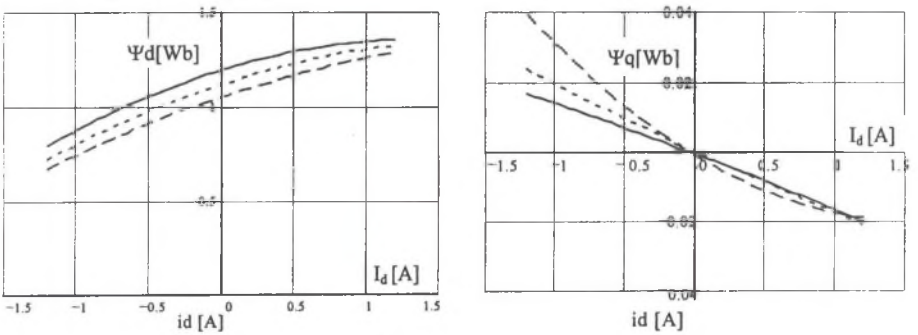
Na podstawie obliczonych strumieni skojarzonych z poszczególnymi fazami: Ψ_U, Ψ_V, Ψ_W, obliczono strumienie w osiach d i q korzystając z zależności:

$$\begin{bmatrix} \Psi_d \\ \Psi_q \\ \Psi_0 \end{bmatrix} = [C] \begin{bmatrix} \Psi_u \\ \Psi_v \\ \Psi_w \end{bmatrix} \tag{3}$$

gdzie:

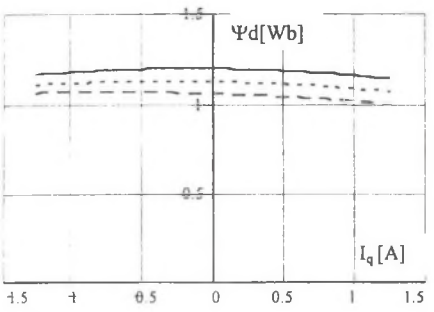
$[C]$ - macierz transformacji do układu 2-osiowego.

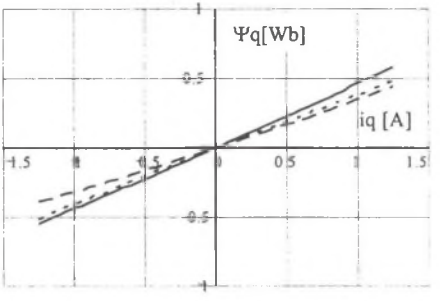
Wyniki tych obliczeń ilustrujące wpływ prądów oddziaływania twornika na strumienie Ψ_d oraz Ψ_q przedstawiają rys.7÷8.



Rys. 7. Zależność strumienia sprzężonego w osi d oraz w osi q od prądu twornika działającego w osi d, dla szczelin powietrznych δ=0.2; 0.3; 0.4 mm

Fig. 7. Flux linkage in d and q axes as a function of armature current in d axis, for air gaps of δ=0.2; 0.3; 0.4 mm





Rys. 8. Zależność strumienia sprzężonego w osi d oraz w osi q od prądu twornika działającego w osi q, dla szczelin powietrznych δ=0.2; 0.3; 0.4 mm

Fig. 8. Flux linkage in d and q axes as a function of armature current in q axis, for air gaps of δ=0.2; 0.3; 0.4 mm

Jak wynika z obliczonych rozkładów indukcji w szczelinie oraz wyznaczonych na ich podstawie strumieni sprzężonych odpowiednio w osiach d i q, wpływ prądu I_d na strumień Ψ_q w osi q, jak i wpływ prądu I_q na strumień Ψ_d w osi d, jest stosunkowo niewielki (rys.7÷8) - i może być pominięty w obliczeniach przybliżonych. Istotny jest jednak wpływ prądów oddziaływania twornika na strumienie związane z tymi samymi osiami twornika oraz stan nasycenia obwodu magnetycznego i w konsekwencji SEM indukowaną w tworniku.

Na podstawie obliczeń polowych programu FEMAG-DC możliwe jest wyznaczenie indukcyjności oddziaływania twornika według następującego sposobu:

- na podstawie strumieni sprzężonych z poszczególnymi uzwojeniami oblicza się:

  a) strumień w osiach d i q - obliczony wg (3),

  b) strumień oddziaływania twornika w osiach d i q:

$$\Psi_{ad} = \Psi_d - \Psi_{d0}, \qquad \Psi_{aq} = \Psi_q - \Psi_{q0}, \tag{4}$$

  c) indukcyjności oddziaływania twornika w osiach d i q:

$$L_{ad} = \frac{\Psi_{ad}}{I_d}, \qquad L_{aq} = \frac{\Psi_{aq}}{I_q} \tag{5}$$

gdzie:

Ψ_{do}, Ψ_{qo} - strumienie skojarzone w osi d i q przy prądzie twornika równym zero.

- na podstawie 1-harmonicznej rozkładu indukcji oblicza się:

  a) strumień skojarzony w stanie bezprądowym silnika:

$$\Psi_0 = \sqrt{\frac{3}{2}}\frac{2}{\pi} N_s k_{w1} \tau\, l\, B^1_{m0}, \tag{6}$$

  b) strumień skojarzony w osiach d i q przy przepływie prądu I_d oraz I_q:

$$\Psi_d = \sqrt{\frac{3}{2}}\frac{2}{\pi}N_s k_{w1}\tau\, l\, B^1_{md}, \qquad \Psi_q = \sqrt{\frac{3}{2}}\frac{2}{\pi}N_s k_{w1}\tau l B^1_{mq}, \tag{7}$$

c) strumień oddziaływania twornika w osiach d i q:

$$\Psi_{ad} = \Psi_d - \Psi_{d0}, \qquad \Psi_{aq} = \Psi_q \tag{8}$$

d) indukcyjności oddziaływania twornika w osiach d i q - wg (5)

gdzie:

B^1_{m0}, B^1_{md}, B^1_{mq}- wartość maksymalna 1-harmonicznej indukcji w szczelinie: w stanie nieobciążonym silnika, w stanie obciążenia dla osi d i q,

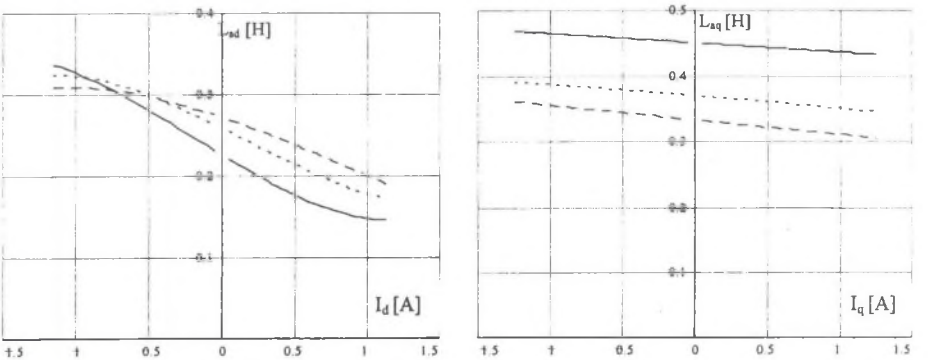
N_s - liczba zwojów fazowych uzwojenia twornika,

k_{w1} - współczynnik uzwojenia dla 1-harmonicznej,

τ - podziałka biegunowa,

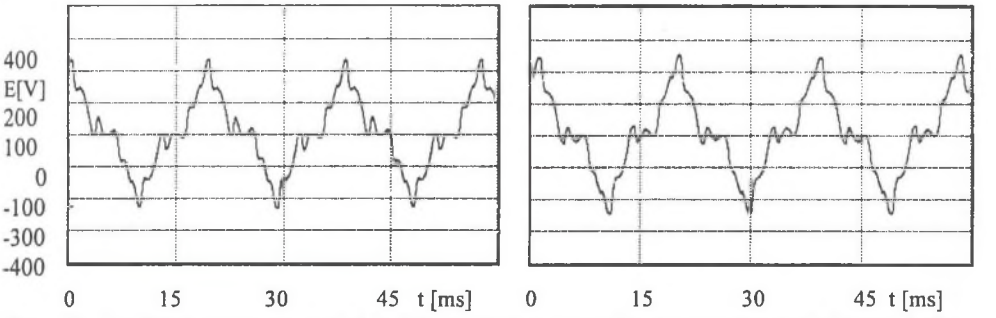
l - długość pakietu stojana.

Obliczone indukcyjności oddziaływania twornika (na podstawie strumieni sprzężonych) dla 3 różnych grubości szczelin powietrznych przedstawiono na rys. 9. Wpływ oddziaływania prądu twornika (działanie rozmagnesowujące lub domagnesowujące) w osi d jest bardziej znaczący niż w osi q. Jest to spowodowane nasycaniem się obwodu magnetycznego. Dla domagnesowującej składowej prądu i analizowanych grubości szczelin powietrznych, indukcyjność oddziaływania twornika L_{ad} jest mniejsza dla mniejszych grubości szczeliny. Zmiana kierunku prądu I_q oznacza równoczesną zmianę kierunku wirowania silnika. Jak wynika z rys. 9b, silnik o niesymetrycznej strukturze wirnika wykazuje nieznacznie różniące się własności w zależności od kierunku wirowania. Potwierdzeniem tego są przebiegi czasowe napięć fazowych maszyny przy pracy prądnicowej i obciążeniu rezystancyjnym (rys. 10), zmierzone dla obu kierunków wirowania.



Rys. 9. Indukcyjności oddziaływania twornika w zależności od prądów składowych oddziaływania twornika, dla szczelin powietrznych δ=0.2; 0.3; 0.4 mm

Fig. 9. Armature reaction inductances as a function of armature current components, for air gaps of δ=0.2; 0.3; 0.4 mm



Rys. 10. Przebiegi czasowe napięć indukowanych w tworniku przy pracy prądnicowej i obciążeniu rezystancyjnym, dla obu kierunków wirowania maszyny

Fig. 10. Armature phase voltages for generator regime and resistance load, for two directions of machine rotation

4. OBLICZENIA PARAMETRÓW EKSPLOATACYJNYCH SILNIKA

Obliczone (na podstawie obliczeń polowych) nieliniowe zależności indukcyjności oddziaływania twornika od składowych prądu twornika oraz obliczone (na podstawie zależności analitycznych) indukcyjności rozproszenia pozwalają na wyznaczenie reaktancji w osi d oraz q i wyznaczenie charakterystyk eksploatacyjnych silnika. Dla każdego punktu pracy należy rozwiązać układ równań nieliniowych (9÷12) i obliczyć:

- składowe prądów:

$$I_d = \frac{U\left(X_q(I_q)\cos\vartheta - R\sin\vartheta\right) - X_q(I_q)\,E_0}{X_d(I_d)\,X_q(I_q) + R^2},$$

$$I_q = \frac{U\left(X_d(I_d)\sin\vartheta + R\cos\vartheta\right) - R\,E_0}{X_d(I_d)\,X_q(I_q) + R^2}, \tag{9}$$

- strumienie w osiach d i q:

$$\Psi_d = \frac{X_d I_d + E_0}{\omega}, \qquad \Psi_q = \frac{X_q I_q}{\omega}, \tag{10}$$

- napięcie indukowane w tworniku przez strumień pochodzący od magnesów trwałych:

$$E_0 = \omega\Psi_0, \tag{11}$$

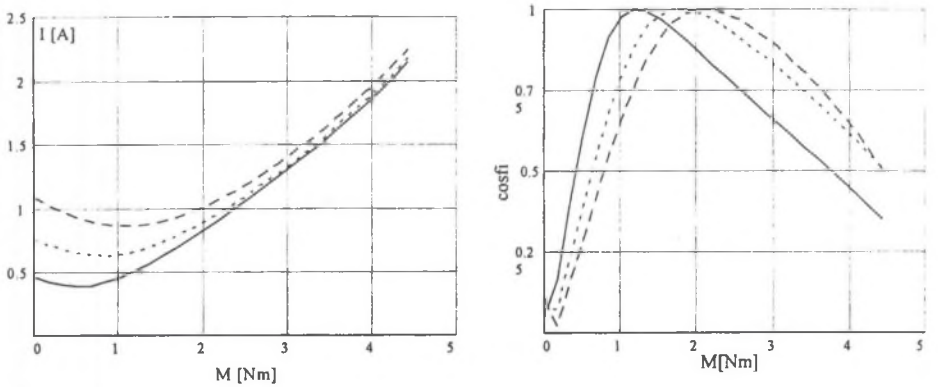
- moment elektromagnetyczny:

$$M_e = \frac{p}{\omega}\left(E_0 I_q - (X_q - X_d)I_d I_q\right) \tag{12}$$

gdzie: E_0 - napięcie indukowane w tworniku od magnesów trwałych,
R - rezystancja fazowa uzwojenia twornika,
ω - prędkość kątowa wirnika.

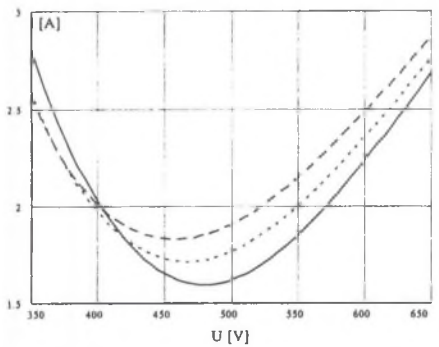
Obliczone charakterystyki prądu twornika oraz współczynnika mocy w funkcji momentu przedstawiono na rys.11. Natomiast krzywe V, na podstawie których możliwy jest właściwy

dobór napięcia zasilania silnika (uzyskując minimalny prąd twornika) dla danej mocy na wale, przedstawia rys.12.



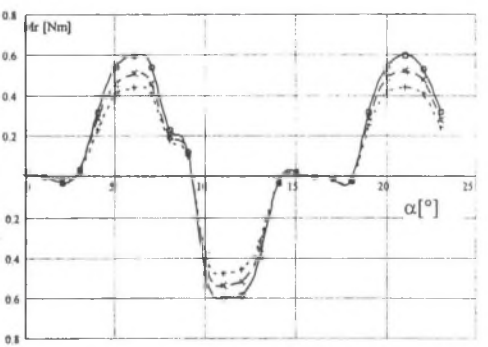
Rys.11. Charakterystyki eksploatacyjne silnika w zależności od momentu obciążenia: a) prąd twornika, b) współczynnik mocy

Fig.11. Performance characteristics of the motor as a function of load torque: a) armature current, b) power factor



Rys.12. Charakterystyki prądu twornika w zależności od napięcia zasilania dla zadanej mocy na wale, dla 3 grubości szczelin

Fig.12. Armature current characteristics as a function of supply voltage for the given output power, for 3 air gaps



Rys.13. Charakterystyki momentu reluktancyjnego w funkcji kąta położenia wirnika w zakresie dwóch podziałek żłobkowych stojana, dla 3 grubości szczelin powietrznych

Fig.13. Reluctance torque characteristics as a function of rotor angle in a range of two stator slots, for 3 air gaps

Silnik o strukturze przedstawionej na rys.1 wykazuje dość duży moment reluktancyjny wynikający z użłobkowania stojana. Moment ten wyznaczono na podstawie obliczeń polowych dla kolejnych położeń wirnika (co 1 stopień) przy prądzie twornika równym zero. Charakterystykę kątową tego momentu reluktancyjnego w zakresie 2 podziałek żłobkowych

przedstawiono na rys.13. Maksymalna wartość momentu pochodzącego od użłobkowania stojana, w stosunku do momentu elektromagnetycznego silnika, ma istotny udział w maszynie i jest przyczyną nierównomiernej pracy silnika. W niektórych rozwiązaniach wprowadza się skos żłobków stojana lub wirnika.

5. WNIOSKI

Z przeprowadzonych pomiarów i obliczeń wynika, że dla silnika z magnesami trwałymi umieszczonymi niesymetrycznie w wirniku, konieczne jest uwzględnienie nasycania się obwodu magnetycznego i wobec tego uwzględnienia w obliczeniach projektowych i analizie sterowania silnika nieliniowych zależności indukcyjności w osi d i q, w zależności od składowych prądu twornika. Obliczenia wskazują, że wpływ składowych I_d oraz I_q prądów twornika na strumienie sprzężone w osiach wzajemnie prostopadłych q oraz d jest stosunkowo niewielki i w obliczeniach przybliżonych może być pominięty.

LITERATURA

1. Kołowrotkiewicz J., Szeląg W.: Silnik synchroniczny magnetoelektryczny o niesymetrycznie rozmieszczonych magnesach w wirniku. Materiały Konferencyjne XXIX Sympozjum Maszyn Elektrycznych. Szklarska Poręba 1993, str.144-148.
2. Mellor O.H., Chaaban F.B., Binns K.J.: Estimation of parameters and performance of rare-earth permanent-magnet motors avoiding measurement of load angle. IEE Proceedings-B, Vol.138, No.6, November 1991, pp.322-330.
3. Stumberger B., Kreca B., Hribernik B.: Variation of parameters of two axis model of synchronous motor with permanent magnets. Proceedings of ICEM'96, Vigo 1996, pp.12-16.
4. Shimmin D.W., Wang J., Bennett N., Binns K.J.: Modelling and stability analysis of a permanent-magnet synchronous machine taking into account the effect of cage bars. IEE Proceedings-B, Vol.142, No.2, March 1995, pp.137-143.
5. Záskalický P.: Synchrónne stroje s permanentnými magnetmi; Konferencia Sekel'97, pp.132-135, Kočovce, September 9-11.1997.

Obliczenia wykonano programem FEMAG wer 7.6 opracowanym przez Institut für Elektrische Maschinen ETH - Zürich

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

Wpłynęło do Redakcji dnia 20 maja 1998 r.