

Tadeusz Glinka, Tomasz Wolnik, Emil Król
BOBRME Komel, Katowice

SILNIK TARCZOWY TYPU TORUS S-NS - OBLICZENIA OBWODU ELEKTROMAGNETYCZNEGO

AXIAL FLUX MOTOR TORUS S-NS - CALCULATION OF ELECTROMAGNETIC CIRCUIT

Abstract: This article presents a model and calculations of electromagnetic circuit axial flux permanent magnet motor TORUS S-NS. The part S in name of motor mean that stator is slotted and part NS mean facing each other are different polarity magnets. This construction of axial flux motor characterized a high efficient and high ratio of power density and torque density. Presented and compared results of analytical calculation and result of three-dimensional MES calculation.

1. Wprowadzenie

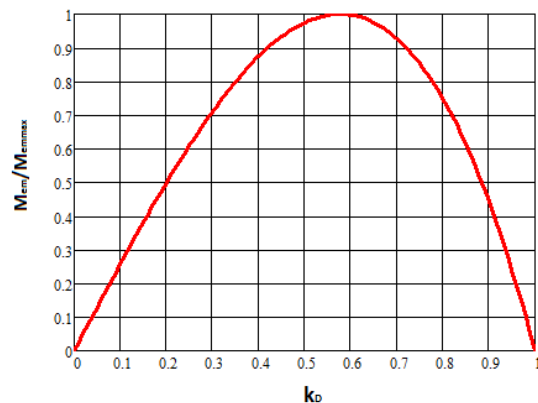
Silnik typu TORUS S-NS należy do grupy silników tarczowych, które stanowią alternatywne rozwiązanie do klasycznych i powszechnie stosowanych silników cylindrycznych. Szczególną zaletą tego typu maszyn jest ich kompaktowa budowa oraz niewielki wymiar w kierunku osiowym, co dla wielu zastosowań ma znaczenie szczególne. Ze względu na to, że są to konstrukcje o dużym promieniu, na którym wytwarzany jest moment, cechują się one również wysokimi wartościami współczynników moment/masa, moc/masa oraz wysoką sprawnością. Stosunek średnicy wewnętrznej do średnicy zewnętrznej obwodu elektromagnetycznego określany współczynnikiem k_D , jest jedną z podstawowych danych silnika tarczowego, mającą znaczący wpływ na wartość wytwarzanego momentu elektromagnetycznego. Bazując na równaniu 1, na rysunku 1 przedstawiono krzywą obrazującą wartość wytworzonego momentu elektromagnetycznego M_{em} przy założeniu stałej maksymalnej indukcji w szczelinie B_m , stałego okładu prądowego A_w , stałym promieniu zewnętrznym r_z i zmiennym współczynnikiem k_D [5].

$$M_{em}(k_D) = 2 \cdot \pi \cdot B_m \cdot A_w \cdot r_z^3 \cdot k_D \cdot (1 - k_D^2) \quad (1)$$

Okazuje się, że maksymalny moment uzyskuje się wówczas gdy współczynnik ten wynosi $k_D \approx 0.58$.

W niniejszym artykule zaprezentowano model obliczeniowy obwodu elektromagnetycznego silnika tarczowego TORUS S-NS. Przedstawiono wyniki wielowariantowych obliczeń, celem których było zaprojektowanie obwodu

elektromagnetycznego silnika o jak największym współczynniku gęstości momentu dla danej średnicy zewnętrznej maszyny.



Rys. 1. Zależność momentu elektromagnetycznego silnika w funkcji współczynnika k_D

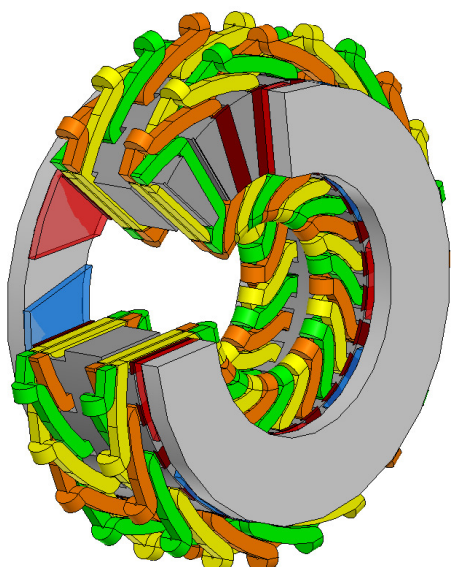
Wnioski i spostrzeżenia do otrzymanych wyników obliczeń przedstawiono w podsumowaniu.

2. Model obwodu elektromagnetycznego

Przed przystąpieniem do projektowania obwodu elektromagnetycznego silnika założono następujące dane znamionowe:

Moc znamionowa:	$P_n = 10 \text{ kW}$
Prędkość obrotowa:	$n_n = 2000 \text{ obr/min}$
Moment znamionowy	$M_n = 47.8 \text{ Nm}$
Liczba biegunów	$2p = 8$

Silnik tarczowy typu TORUS S-NS jest odwróconą konstrukcją silnika tarczowego z wirnikiem wewnętrznym tzn. składa się z dwóch wewnętrznych tarcz wirnika z magnesami trwałymi oraz wewnętrznego, uzłobkowanego rdzenia stojana.



Rys. 2. Model w przekroju obwodu magnetycznego silnika tarczowego typu TORUS S-NS

Rdzeń stojana (rys.3) wykonany jest z warstwowo nawiniętego paska blachy, w którym wykonane są żłobki. W przedstawionym na rysunku 2 modelu silnika, kształt żłobka zaprojektowano z myślą o technicznych możliwościach wykonania. Wykonanie użłobkowanego rdzenia silnika tarczowego na dzień dzisiejszy jest dużo bardziej skomplikowane i kosztowne niż w przypadku silników cylindrycznych. Dla modelu omawianego silnika, średnica wewnętrzna rdzenia została dobrana ze względu na minimalną możliwą ilość żłobków (przy założeniu $2p=8$, $m=3$, $q=1$) oraz wartości indukcyjności w dolnej części zęba. Średnica zewnętrzna zgodnie z wytycznymi dotyczącymi współczynnika k_D jest wielkością wynikową.

Po wykonaniu wielowariantowych trójwymiarowych obliczeń MES zaprojektowano kształt magnesów trwałych tak aby moment zaczepowy, który może stanowić znaczny udział w pulsacjach momentu elektromagnetycznego miał wartość minimalną. W celu zmniejszenia pulsacji momentu oraz poprawy rozkładu indukcyjności magnetycznej w szczelinie do zamknięcia rozwarcia żłobka przewidziano zastosowanie klinów magnetycznych.

Trójfazowe uzwojenie stojana składa się z dwóch odrębnych uzwojeń umieszczonych w rdzeniu. Dla przedstawionego modelu każde z uzwojeń wykonane jest jako dwuwarstwowe. W modelu fizycznym silnika przewidziano wyprowadzenie początków i końców faz każdego z uzwojeń co pozwoli na przeprowadzenie ba-

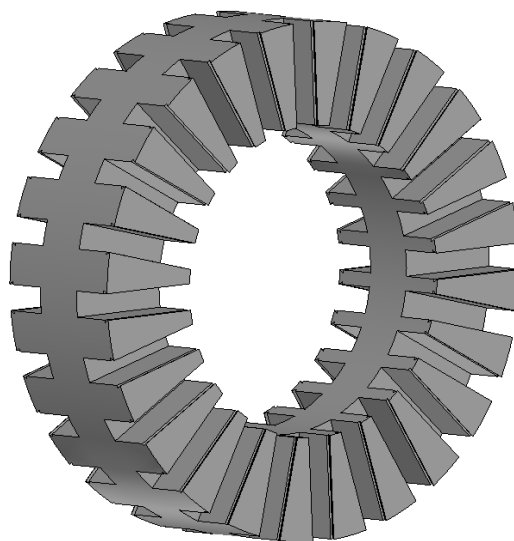
dań dla różnego sposobu połączeń. Podstawowe wymiary zaprojektowanego obwodu elektromagnetycznego to:

Średnica zewnętrzna rdzenia - $D_z = 200$ mm

Średnica wewnętrzna rdzenia - $D_w = 120$ mm

Grubość rdzenia stojana - $L_s = 60$ mm

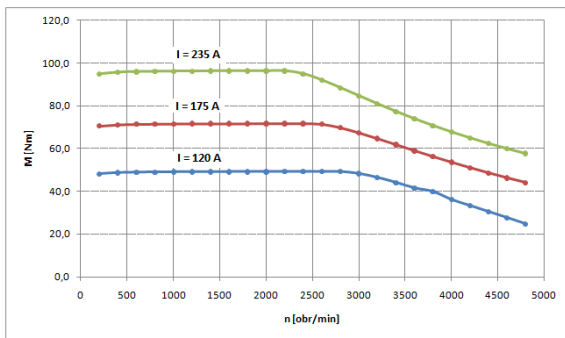
Dla tak dobranych wymiarów masa obwodu elektromagnetycznego silnika wynosi ok. 14.5 kg.



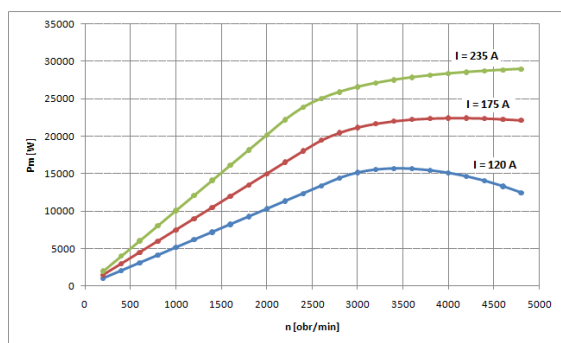
Rys. 3. Model rdzenia stojana silnika tarczowego typu TORUS S-NS

3. Obliczenia analityczne

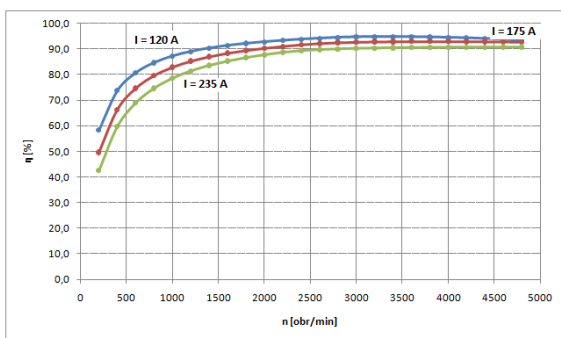
Obliczenia analityczne wykonano przy pomocy algorytmu do obliczeń silników tarczowych typu TORUS S-NS opracowanego w BOBRME Komel w ramach projektu badawczego. Z uwagi na rozptył strumienia magnetycznego silniki tarczowe powinno rozpatrywać się na modelu trójwymiarowym, jednakże do wstępnego określenia gabarytów oraz danych nawojowych można posłużyć się obliczeniami analitycznymi. Obliczenia optymalizacyjne przeprowadzono przy wykorzystaniu metody elementów skończonych. Wyniki obliczeń analitycznych dla modelu silnika przedstawionego w punkcie 2 dla różnych wartości prądów, maksymalnego napięcia baterii $U_{bmax}=130$ V oraz kąta $\beta=90^\circ$ przedstawiono na rysunkach 4 - 6.



Rys. 4. Moment na wale silnika w funkcji prędkości obrotowej dla różnych wartości prądów fazowych



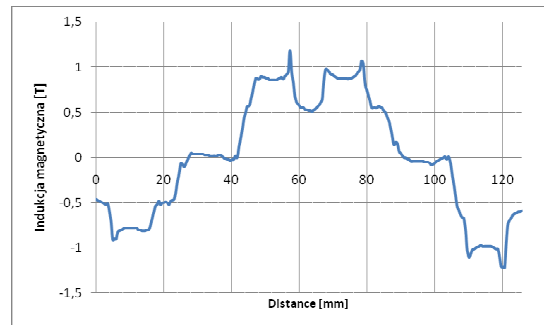
Rys. 5. Moc mechaniczna silnika w funkcji prędkości obrotowej dla różnych wartości prądów fazowych



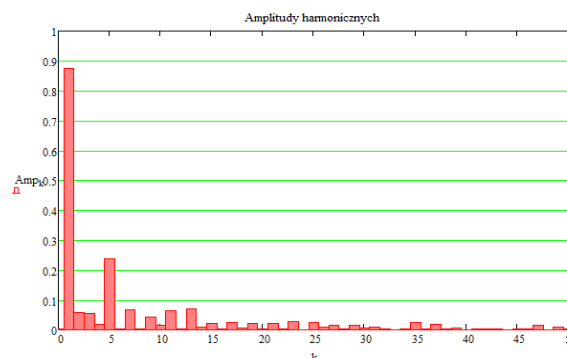
Rys. 6. Sprawność silnika w funkcji prędkości obrotowej dla różnych wartości prądów fazowych

4. Obliczenia magnetostaticzne MES 3d

W celu wyznaczenia rozkładu indukcji magnetycznej w szczelinie powietrznej oraz w poszczególnych elementach obwodu elektromagnetycznego przeprowadzono obliczenia magnetostaticzne. Dla otrzymanego rozkładu indukcji wyznaczono poszczególne wartości wyższych harmonicznych (rys.8), a także obliczono współczynnik zawartości wyższych harmonicznych THD.



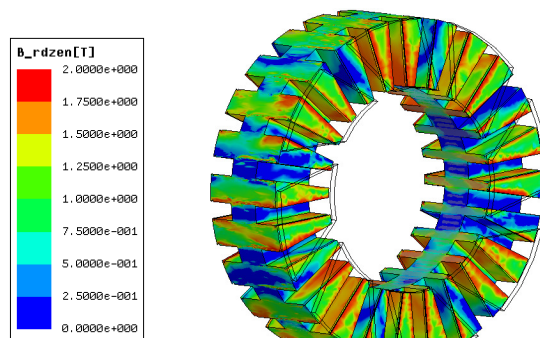
Rys. 7. Rozkład indukcji magnetycznej od magnesów trwałych w szczelinie powietrznej na promieniu średnim



Rys. 8. Amplitudy poszczególnych harmonicznych indukcji magnetycznej w szczelinie powietrznej na promieniu średnim

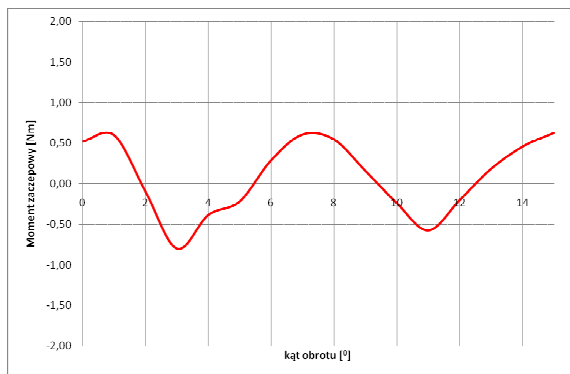
Amp1 = 0,874 T - amplituda pierwszej harmonicznej indukcji magnetycznej w szczelinie

THD = 112% - współczynnik zawartości wyższych harmonicznych



Rys. 9. Rozkład indukcji magnetycznej w rdzeniu stojana silnika tarczowego TORUS S-NS

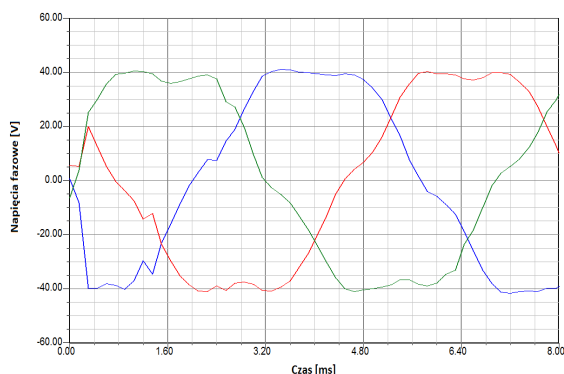
Kształt oraz wymiary magnesu trwałego zaprojektowano tak aby moment zaczepowy silnika był minimalny. Na rysunku 10 przedstawiono przebieg momentu zaczepowego w zakresie jednej podziałki zębów dla modelu silnika przedstawionego w punkcie 2. Maksymalny moment zaczepowy wynosi 0,8 Nm, co stanowi 1,6 % momentu znamionowego.



Rys. 10. Charakterystyka momentu zaczepowego w funkcji kąta obrotu wirnika dla modelu silnika tarczowego przedstawionego w pkt 2

5. Obliczenia MES 3d-praca prądnicowa

W celu doboru odpowiedniej liczby zwojów przeprowadzono obliczenia dla pracy prądnicowej omawianego silnika tarczowego. Obliczenia wykonano dla prędkości obrotowej wirnika $n = 2000$ obr/min. Wynikami obliczeń są przebiegi napięć fazowych (rys.11) oraz międzyfazowych. Na podstawie powyższych wyników można ocenić czy dla danego źródła zasilania dobrano odpowiednią liczbę zwojów.

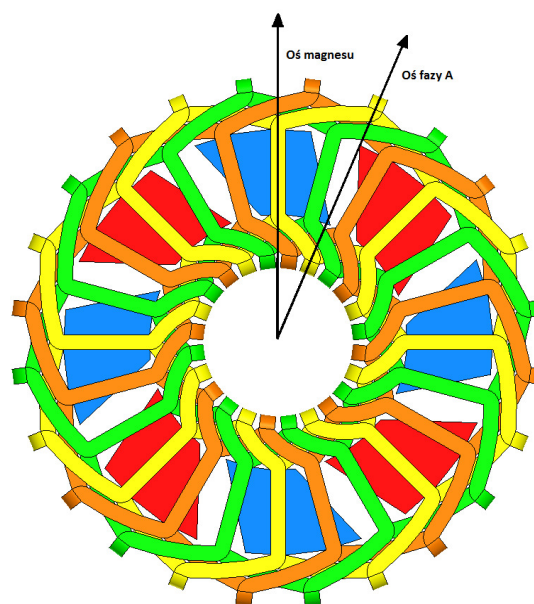


Rys. 11. Przebiegi indukowanych napięć fazowych dla prędkości $n=2000$ obr/min

6. Obliczenia MES 3d-praca silnikowa

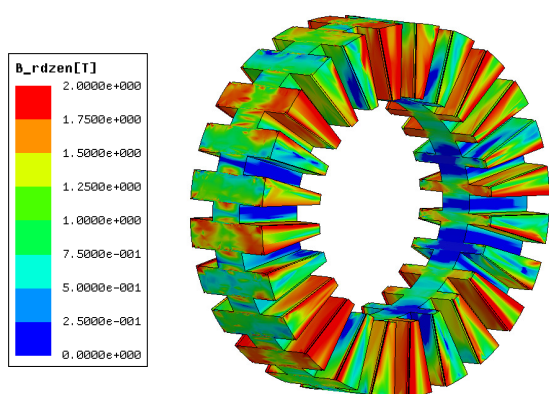
Po zamodelowaniu uzwojenia oraz zdefiniowaniu właściwości materiałowych modelu silnika, w programie Maxwell 3D przeprowadzono obliczenia dla pracy silnikowej. Obliczenia wykonano dla stałej prędkości obrotowej wirnika $n=2000$ obr/min. Wymuszenia zadano poprzez zewnętrzny obwód zasilający symulujący zasadę działania falownika. Obliczenia przeprowadzono dla trzech wartości prądów fazowych $I=120$, $I=175$ oraz $I=235$ A, podobnie jak obliczenia analityczne. Wymuszenia prądowe zadano w ten sposób, że dla chwili czasowej rów-

nej 0 przepływ pola stojana w osi fazy A jest maksymalny tzn. $I_a=\max$, $I_b=I_c=0.5I_a$. Następnie przed przystąpieniem do obliczeń wirnik modelu silnika ustawiono odpowiednio względem nieruchomego uzwojenia stojana zgodnie z zakładanym kątem β . Założony przez nas kąt β powinien wynosić 90° , a zatem dla zadanych przebiegów prądów fazowych oś magnesów trwałych (oś d) powinna być przesunięta o 90° elektrycznych względem osi fazy A (oś q) uzwojenia (rys.12). Dla zadanej stałej prędkości obrotowej wirnika oraz sinusoidalnych wymuszeń prądowych, kąt pomiędzy osią przepływu stojana a wirnika jest stały.

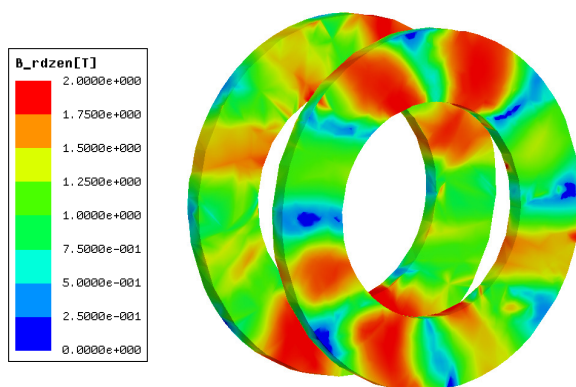


Rys. 12. Ustawienie położenia wirnika względem uzwojenia stojana dla zadanych wymuszeń prądowych

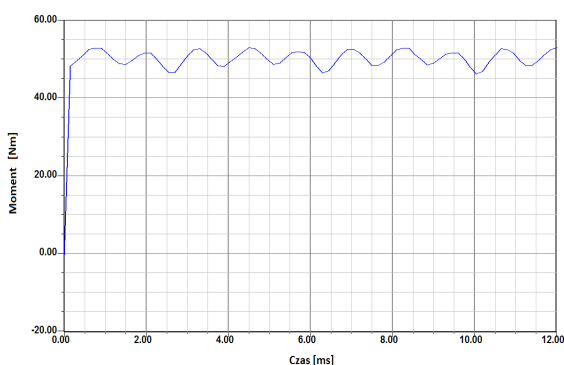
Wynikami obliczeń trójwymiarowych są między innymi moment elektromagnetyczny, straty w żelazie i straty w uzwojeniu. Na podstawie tych wyników obliczyć można moc silnika i sprawność dla zadanej wartości prędkości obrotowej i założonych strat mechanicznych. Ponadto dla każdej chwili czasowej można przedstawić rozkład pola magnetycznego w elementach obwodu elektromagnetycznego silnika. Wybrane wyniki obliczeń przedstawiono na rysunkach 13-15.



Rys. 13. Rozkład indukcji magnetycznej w rdzeniu stojana w chwili maksymalnego przepływu strumienia pola stojana dla prądu $I=120\text{ A}$



Rys. 14. Rozkład indukcji magnetycznej w tarczach wirnika w chwili maksymalnego przepływu strumienia pola stojana dla prądu $I=120\text{ A}$



Rys. 15. Przebieg momentu elektromagnetycznego dla prądu fazowego $I=120\text{ A}$

7. Porównanie wyników

W tabeli 1 przedstawiono porównanie wyników obliczeń analitycznych oraz trójwymiarowych obliczeń MES. Można stwierdzić, że wyniki te są zbliżone i nie zauważono znaczących różnic.

Tabela 1. Porównanie wyników obliczeń analitycznych oraz wyników obliczeń MES 3D

Parametr	Wyniki obliczeń analitycznych	Wyniki obliczeń MES 3D
Prąd [A]	120	120
Prędkość obrotowa [obr/min]	2000	2000
Napięcie zasilania [V]	57,9	56,5
Moc dostarczana do silnika [W]	11087	11277
Moc na wale silnika [W]	10289	10438
Moment na wale [Nm]	49,1	49,8
Sprawność [%]	92,8	92,6
Pulsacje momentu [%]	-	13,3
Straty w miedzi [W]	688,7	690
Straty w żelazie [W]	32,8	56,5
Parametr	Wyniki obliczeń analitycznych	Wyniki obliczeń MES 3D
Prąd [A]	175	175
Prędkość obrotowa [obr/min]	2000	2000
Napięcie zasilania [V]	64,2	56,7
Moc dostarczana do silnika [W]	16613	16734
Moc na wale silnika [W]	15012	15082
Moment na wale [Nm]	71,7	72,0
Sprawność [%]	90,4	90,1
Pulsacje momentu [%]	-	13,84
Straty w miedzi [W]	1464,8	1465
Straty w żelazie [W]	32,8	65,8
Parametr	Wyniki obliczeń analitycznych	Wyniki obliczeń MES 3D
Prąd [A]	235	235
Prędkość obrotowa [obr/min]	2000	2000
Napięcie zasilania [V]	72,2	62,2
Moc dostarczana do silnika [W]	22972	22826
Moc na wale silnika [W]	20163	19954
Moment na wale [Nm]	96,3	95,2
Sprawność [%]	87,8	87,4
Pulsacje momentu [%]	-	13,98
Straty w miedzi [W]	2641,3	2648
Straty w żelazie [W]	32,8	72,5

8. Podsumowanie

W artykule przedstawiono obliczenia modelu silnika tarczowego typu TORUS S-NS. Założona moc znamionowa silnika wynosi 10 kW przy 2000 obr/min. Silnik zaprojektowano tak, że dla znamionowego obciążenia fazowy prąd zasilania wynosi $I=120\text{ A}$. Wówczas współczynnik gęstości mocy uwzględniając jedynie masę obwodu elektromagnetycznego silnika (14,5 kg) jest równy 0,69 kW/kg, a współczynnik gęstości momentu 3,3 Nm/kg. Ponieważ nie wykonano obliczeń cieplnych analizowanego modelu silnika, na podstawie wartości gęstości prądu w uzwojeniu przyjęto, że temperatura uzwojenia nie przekroczy wartości dopuszczalnych. Należy mieć więc na uwadze, że po wy-

konaniu badań laboratoryjnych i sprawdzeniu rzeczywistych przyrostów temperatur współczynniki te mogą ulec zmianie. Odpowiednio zaprojektowany kształt magnesów pozwolił na ograniczenie maksymalnej wartości momentu zaczepowego do 0.8 Nm, co stanowi 1,6% wartości momentu znamionowego.

9. Literatura

- [1]. Glinka T., Król E., Białas A., Wolnik T.: *Silniki tarczowe z magnesami trwałymi*. Zeszyty Problemowe – Maszyny Elektryczne nr.87 – 2010
- [2]. Glinka T., Król E., Wolnik T.: *Model Polowy bezrdzeniowej maszyny tarczowej*. Zeszyty Problemowe – Maszyny Elektryczne nr.86 – 2010
- [3]. Gieras J., Wang R., Kamper M.: *Axial Flux Permanent Magnet Brushless Machines*. Academic Publishers, Dordrecht / Boston / London, 2004.
- [4]. Łukaniszyn M., Wróbel R., Jagieła M.: *Komputerowe modelowanie bezszczotkowych silników tarczowych wzbudzanych magnesami trwałymi*. Studia i monografie, Politechnika Opolska, 2002.
- [5]. Parviainen A.: *Design of Axial-Flux Permanent Magnet low-speed machines and performance comparison between radial – flux and axial – flux machines*. Lappeenranta teknillinen yliopisto, Digipaino 2005.
- [6]. Rossa R., Król E.: *Dwustrefowa regulacja prędkości obrotowej w nowoczesnych napędach elektrycznych opartych na silnikach synchronicznych z magnesami trwałymi*. Zeszyty Problemowe – Maszyny Elektryczne nr. 81 – 2009.
- [7]. Wolnik T.: *Modelowanie polowe silnika bezszczotkowego tarczowego do napędu pojazdów samochodowych*. Praca dyplomowa magisterska, Politechnika Śląska, Wydział Elektryczny, Zakład Maszyn i Inżynierii Elektrycznej w Transporcie, Gliwice 2009.

„Praca naukowa finansowana ze środków na naukę w latach 2009-2011 jako projekt badawczy N N510 224737”

Autorzy

Prof. dr hab. inż. Tadeusz Glinka
E-mail: info@komel.katowice.pl
Mgr inż. Tomasz Wolnik
E-mail t.wolnik@komel.katowice.pl
Mgr inż. Emil Król
E-mail: e.krol@komel.katowice.pl
Branżowy Ośrodek Badawczo Rozwojowy
Maszyn Elektrycznych „KOMEL”
40-203 Katowice,
Al. Roździeńskiego 188.