

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

## PROJEKT SILNIKA TARCZOWEGO Z MAGNESAMI TRWAŁYMI

### PROJECT OF AXIAL FLUX PERMANENT MAGNET MOTOR

**Abstract:** This article presents a project and calculations of electromagnetic circuit in axial flux permanent magnet motor with two outer stators and inner rotor. It is an axial flux motor which is characterized by efficient use of the machine volume, and thus a high ratio of the power density. The analytical circuit calculations have been overwritten and the results of three-dimensional magnetostatic field calculations as well as the result for motor work have been presented. Furthermore, the influence of the electromagnetic circuit geometry on the selected motor parameters has been studied, e.g. influence of the shape of permanent magnets on the cogging torque have been investigated.

#### 1. Wprowadzenie

Istnieje szereg różnego rodzaju zastosowań, w których gabaryty silnika elektrycznego są bardzo istotnym kryterium. Jako przykład można wymienić tu między innymi napędy pojazdów elektrycznych, napędy wind oraz maszyn wyciągowych, w których przestrzeń do zabudowy silnika jest w znaczący sposób ograniczona. W związku z tym, na konstruktorach maszyn elektrycznych spoczywa obowiązek poszukiwania obwodów elektromagnetycznych, które pozwalają na jak najbardziej efektywne wykorzystanie objętości maszyny. Pod uwagę należy więc wziąć rodzinę silników tarczowych, w których wytworzony moment elektromagnetyczny zależy głównie od wymiarów średnicy zewnętrznej i wewnętrznej tarcz, ograniczając tym samym wymiary maszyny w kierunku osiowym.

W niniejszym artykule zaprezentowano projekt obwodu elektromagnetycznego silnika tarczowego z wirnikiem wewnętrznym. Przedstawiono wyniki wielowariantowych obliczeń, celem których było zaprojektowanie obwodu elektromagnetycznego silnika o jak największym współczynniku gęstości momentu. W podsumowaniu zawarto spostrzeżenia oraz uwagi do otrzymanych wyników obliczeń.

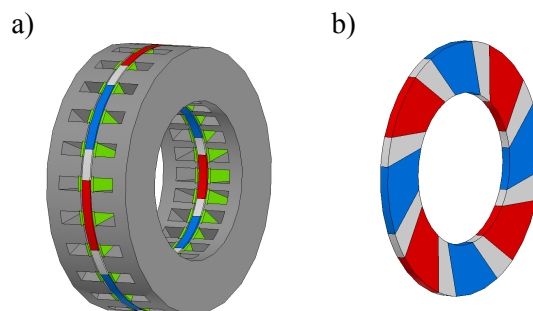
#### 2. Model silnika

Przed przystąpieniem do projektowania obwodu elektromagnetycznego silnika założono, że silnik będzie posiadał 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 z wirnikiem wewnętrznym zbudowany jest z dwóch rdzeni stojana stanowiących zewnętrzną część obwodu elektromagnetycznego silnika oraz wewnętrznego wirnika z magnesami trwałymi (rys.1a).

Wirnik silnika może być wykonany ze stalowej tarczy, do której przymocowane są magnesy trwałe. Ze względu jednak na masę maszyny, wymiar w kierunku osiowym oraz moment bezwładności, zaprojektowany model wirnika (rys.1b) składa się jedynie z magnesów trwałych, a przestrzeń pomiędzy nimi wypełniona jest materiałem niemagnetycznym, który razem z magnesami tworzy stałą oraz wytrzymałą mechanicznie strukturę. Materiałem tym może być stal niemagnetyczna, aluminium, bądź materiał z włókna szklanego nasyczonego żywicą.



Rys 1. a) Model obwodu magnetycznego silnika tarczowego z wirnikiem wewnętrznym b) model wirnika

Aby ograniczyć straty w żelazie rdzeni stojana (rys.2a) wykonany jest jako zwijka z taśmy prądnicowej typu M470-50A. Takie wykonanie pociąga za sobą pewne trudności dotyczące utrzymania odpowiedniego współczynnika pa-

kietowania oraz wykonania żłobków. Kształt żłobka wybrano więc ze względu na dostępne techniczne możliwości wykonania modelu fizycznego. W celu zmniejszenia pulsacji momentu oraz poprawy rozkładu indukcji magnetycznej w szczelinie do zamknięcia rozwarcia żłobka przewidziano zastosowanie klinów magnetycznych.

Jednym z najważniejszych parametrów silnika tarczowego jest stosunek średnicy wewnętrznej rdzenia do średnicy zewnętrznej określany współczynnikiem  $k_D$ . Wyznaczenie optymalnego współczynnika sprowadza się do wyznaczenia ekstremum następującej funkcji [5]:

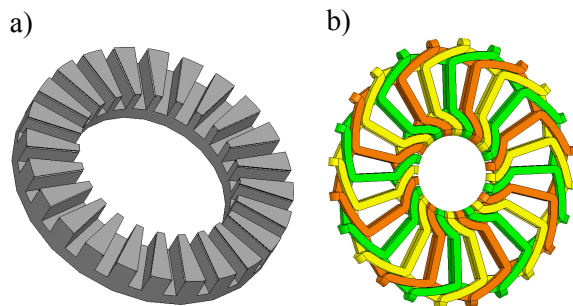
$$M_{em}(k_D) = 2 \cdot \pi \cdot B_m \cdot A_w \cdot r_z^3 \cdot k_D \cdot (1 - k_D^2) \quad (1)$$

gdzie:  $M_{em}$  – moment elektromagnetyczny,  $k_D$  – stosunek średnicy wewnętrznej do zewnętrznej stojana,  $B_m$  – maksymalna wartość indukcji w szczelinie powietrznej,  $A_w$  – okład prądowy na promieniu wewnętrznym stojana,  $r_z$  – promień zewnętrzny stojana.

Okazuje się, że maksymalną wartość momentu elektromagnetycznego otrzymuje się, gdy współczynnik  $k_D \approx 0.58$ .

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 wartość indukcji w dolnej części zęba dla dobranej objętości magnesu trwałego. Średnica zewnętrzna zgodnie z wytycznymi dotyczącymi współczynnika  $k_D$  była już wielkością wynikową.

Po wykonaniu wielowariantowych trójwymiarowych obliczeń MES zaprojektowano również kształt magnesów trwałych tak, aby moment zaczepowy, który w silniku z otwartymi żłobkami może stanowić znaczny udział w pulsacjach momentu elektromagnetycznego miał wartość minimalną.

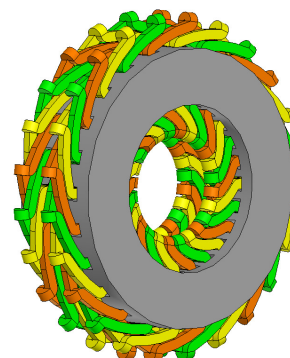


Rys. 2. a) Model rdzenia stojana b) model uzwojenia stojana

Uzwojenie stojana jest uzwojeniem trójfazowym (rys.2b) i składa się z dwóch odrębnych uzwojeń umieszczonych w rdzeniach. W omawianym modelu silnika każde z uzwojeń wykonane jest jako dwuwarstwowe, co pozwala na lepsze kształtowanie cewek oraz mniejszy wysięg czoł. W modelu fizycznym silnika przewidziano wyprowadzenie początków i końców faz każdego z uzwojeń, co pozwoli na przeprowadzenie badań dla różnego sposobu połączeń. Na rysunku 3 przedstawiono końcowy model silnika, którego podstawowe wymiary obwodu magnetycznego to:

Średnica zewnętrzna rdzenia -  $D_z = 200$  mm  
 Średnica wewnętrzna rdzenia -  $D_w = 120$  mm  
 Grubość rdzenia stojana -  $L_s = 30$  mm  
 Grubość magnesów trwałych -  $L_m = 7$  mm  
 Grubość szczeliny powietrznej -  $\delta = 1$  mm (jednostronnie)

Dla tak dobranych wymiarów masa obwodu elektromagnetycznego silnika wynosi około 12.8 kg.

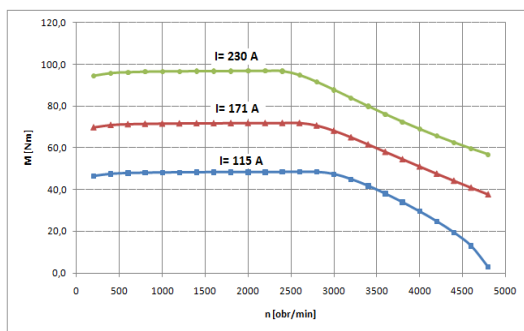


Rys. 3. Model zaprojektowanego obwodu elektromagnetycznego silnika tarczowego

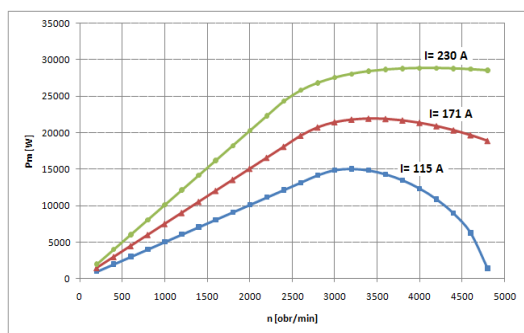
### 3. Obliczenia analityczne

Obliczenia analityczne wykonano przy pomocy algorytmu do obliczeń silników tarczowych z wirnikiem wewnętrznym opracowanego w BOBRME KOMEL w ramach projektu badawczego. W algorytmie przyjęto, że projektowane silniki będą silnikami synchronicznymi z magnesami trwałymi (PMSM), dlatego też koniecznym jest określenie maksymalnego napięcia DC zasilania oraz podania kąta  $\beta$  określającego położenie wektora prądu na wykresie wskazowym silnika. Wykonanie obliczeń analitycznych miało na celu określenie wstępnych gabarytów oraz danych nawojowych silnika. Obliczenia optymalizacyjne przeprowa-

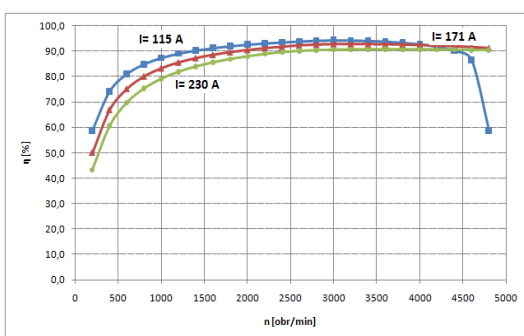
dzono przy wykorzystaniu metody elementów skończonych. Wyniki obliczeń analitycznych dla modelu silnika przedstawionego w punkcie 2 dla różnych wartości prądów, maksymalnego napięcia baterii  $U_{bmax}=130$  V oraz kąta  $\beta=90^\circ$  przedstawiono na rysunkach 4 - 6.



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

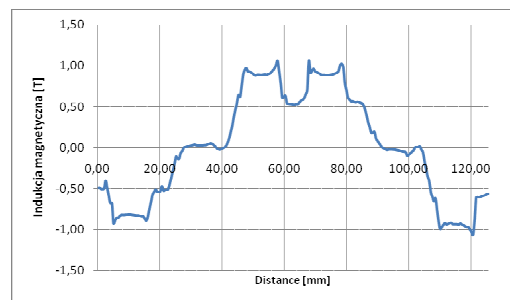


Rys. 6. Sprawność silnika w funkcji prędkości obrotowej dla różnych wartości prądów fazowych

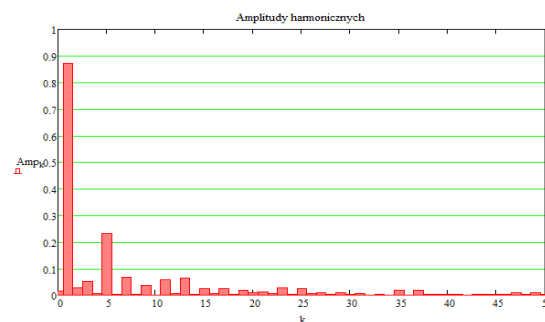
#### 4. Obliczenia magnetostaticzne MES 3D

Obliczenia magnetostaticzne wykonano w celu wyznaczenia przestrzennego rozkładu składowej normalnej indukcji magnetycznej na promieniu średnim (rys.7) oraz wyznaczenia in-

dukcji magnetycznej w poszczególnych elementach obwodu magnetycznego silnika (rys. 9-10). Dla otrzymanego rozkładu indukcji w szczelinie wyznaczono poszczególne wartości wyższych harmonicznych (rys.8) oraz obliczono współczynnik zawartości wyższych harmonicznych THD.



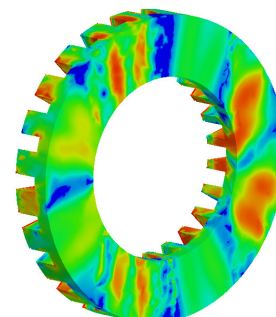
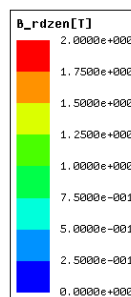
Rys. 7. Rozkład składowej normalnej indukcji magnetycznej od magnesów trwałych w szczelinie powietrznej na promieniu średnim



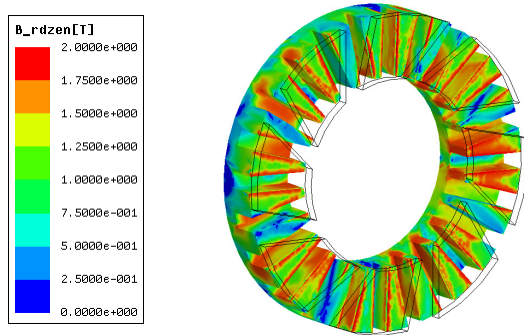
Rys. 8. Amplitudy poszczególnych harmonicznych indukcji magnetycznej w szczelinie powietrznej na promieniu średnim

Amp1 = 0,872 - amplituda pierwszej harmonicznej indukcji magnetycznej w szczelinie

THD = 31,5% - współczynnik zawartości wyższych harmonicznych

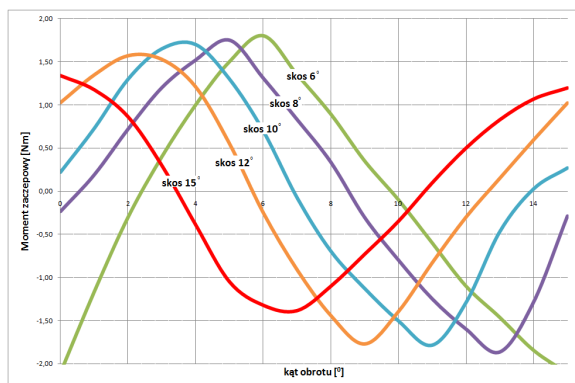


Rys. 9. Rozkład indukcji magnetycznej w jarzmie stojana



Rys. 10. Rozkład indukcji magnetycznej w zębach stojana z widocznymi konturami magnesów trwałych

W solverze magnetostatic zbadano również wpływ geometrii magnesów trwałych na wartość momentu zaczepowego, który jest jednym ze źródeł pulsacji momentu elektromagnetycznego silnika. Moment zaczepowy powstaje w wyniku współdziałania pola wytworzonego przez magnesy ze stalowym rdzeniem stojana. Na etapie projektowania maszyn elektrycznych wartość tego momentu można ograniczyć na kilka sposobów, między innymi poprzez odpowiednio zaprojektowany kształt magnesów trwałych. Najmniejszą wartość momentu zaczepowego dla przedstawionego w punkcie 2 modelu silnika otrzymano dla stosunku kąta magnesu do kąta podziałki biegunowej  $emb=0.7$  oraz kąta ukosowania magnesów równego  $15^{\circ}$ . Na rysunku 11 przedstawiono przebiegi momentu zaczepowego w funkcji kąta obrotu wirnika dla różnych skosów magnesów trwałych.

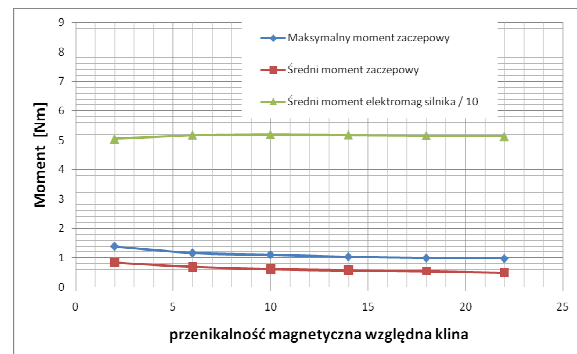


Rys. 11. Charakterystyka momentu zaczepowego w funkcji kąta obrotu wirnika dla różnych skosów magnesu i stosunku podziałki magnesu/podziałki biegunowej=0.7

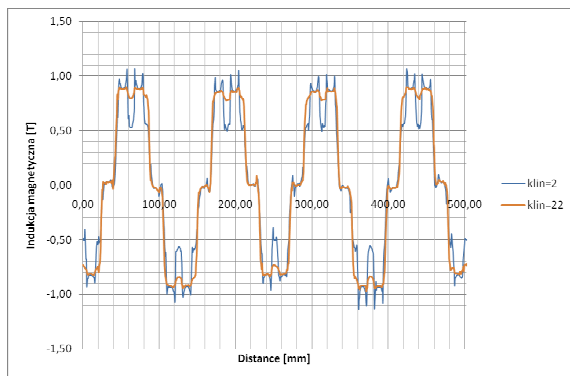
Z uwagi na szerokie otwarcie zębka rdzenia stojana pod uwagę wzięto zamknięcie zębka klinem wykonanym z materiału o określonej względnej przenikalności magnetycznej. Zbadano wpływ przenikalności magnetycznej klina zębkowego na rozkład indukcji magnetycznej w szczelinie powietrznej oraz wartości momentu zaczepowego i momentu elektromagnetycznego dla omawianego modelu silnika. Obliczenia przeprowadzono dla przenikalności magnetycznych względnych klina w przedziale od 2 do 22 oraz dla klinów stalowych. Wyniki przedstawiono w tabeli 1 oraz na rys. 12-13.

Tabela 1. Moment zaczepowy i elektromagnetyczny w zależności od przenikalności magnetycznej klina

$\mu_r$ klina	Max. moment zaczepowy [Nm]	Średni moment zaczepowy [Nm]	Średni moment elektromagnetyczny [Nm]
2	1,38	0,84	50,44
6	1,16	0,69	51,72
10	1,10	0,61	51,89
14	1,03	0,57	51,76
18	0,99	0,54	51,53
22	0,97	0,49	51,23
stal st3	0,95	0,61	50,69



Rys. 12. Charakterystyki momentów w funkcji przenikalności magnetycznej klina dla omawianego modelu silnika



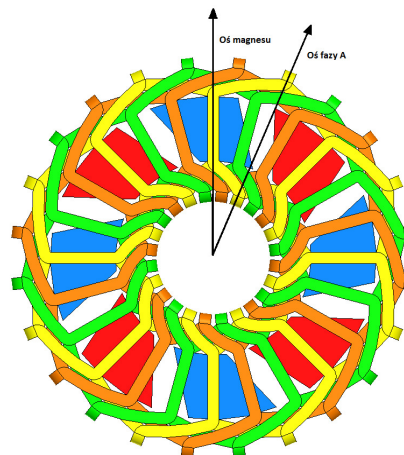
Rys. 13. Porównanie rozkładu składowej normalnej indukcji magnetycznej w szczelinie powietrznej dla klinów o przenikalności magnetycznej względnej  $\mu=2$  oraz  $\mu=22$

Z analizy otrzymanych wyników można zauważyć, że zastosowanie klinów magnetycznych o wyższej przenikalności magnetycznej (w pewnym zakresie) nie powoduje obniżenia momentu elektromagnetycznego, ograniczając jednocześnie wartość momentu zaczepowego. Również współczynnik zawartości wyższych harmonicznych dla klinów o przenikalności  $\mu=22$  jest niższy, niż w przypadku zastosowania klinów o przenikalności względnej  $\mu=2$ .

## 5. Obliczenia MES 3D - praca silnikowa

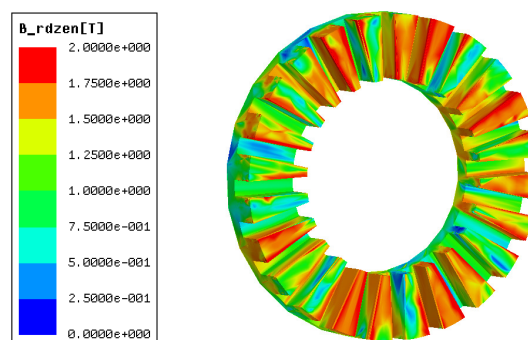
Obliczenia dla pracy silnikowej przeprowadzono w solverze transient programu Maxwell 3d. Po zdefiniowaniu właściwości materiałowych modelu silnika i uzwojenia, zadano stałą prędkość obrotową wirnika  $n=2000$  obr/min oraz wymuszenia prądowe. Wymagało to wcześniejszego opracowania schematu zasilającego symulującego zasadę działania falownika. W schemacie zadawane są między innymi rezystancja fazowa uzwojenia stojana, liczba par biegunów oraz wartość skuteczna prądu fazowego. Obliczenia przeprowadzono dla trzech wartości prądów fazowych  $I=115$ ,  $I=171$  oraz  $I=230$  A, podobnie jak obliczenia analityczne. Wymuszenia prądowe zadano w ten sposób, że dla chwili czasowej równej 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  $\beta$ . W naszym przypadku kąt  $\beta$  powinien wynosić  $90^\circ$ , a zatem dla zadanych przebiegów prądów fazowych oś magnesów trwałych (oś d) powinna być przesunięta o  $90^\circ$  elektrycznych

względem osi fazy A (oś q) uzwojenia (rys.14). Dla zadanej stałej prędkości obrotowej wirnika oraz sinusoidalnych wymuszeń prądowych, kąt pomiędzy osią przepływu stojana, a wirnika jest stały.

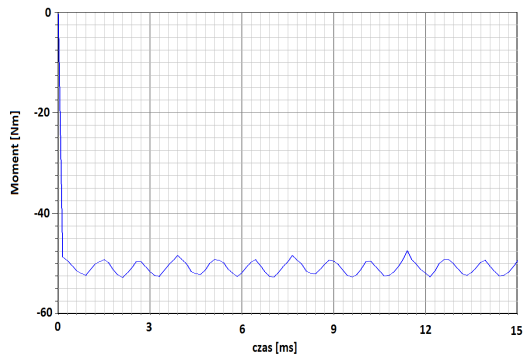


Rys. 14. Ustawienie położenia wirnika względem uzwojenia stojana dla zadanych wymuszeń prądowych

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 15-16.



Rys. 15. Rozkład indukcji magnetycznej w zębach w chwili maksymalnego przepływu strumienia pola stojana dla prądu  $I=115$  A



Rys. 16. Przebieg momentu elektromagnetycznego dla prądu fazowego  $I = 115\text{ A}$

## 6. Model fizyczny silnika

Po przeprowadzeniu wielowariantowych obliczeń zaprojektowano końcowy model obwodu elektromagnetycznego silnika oraz opracowano dokumentację techniczną do fizycznego wykonania silnika. Na rysunkach 17-18 przedstawiono fizycznie wykonane elementy obwodu elektromagnetycznego przedstawionego w artykule silnika tarczowego.



Rys. 17. Stojan silnika tarczowego z wirnikiem wewnętrznym



Rys. 18. Model wirnika silnika tarczowego z wirnikiem wewnętrznym

## 7. Porównanie wyników obliczeń

W tabeli 2 przedstawiono porównanie wyników obliczeń analitycznych oraz trójwymiarowych obliczeń z wykorzystaniem metody elementów skończonych. Można stwierdzić, że wyniki te są zbieżne i nie zauważono znaczących różnic.

Tabela 2. Porównanie wyników obliczeń analitycznych oraz wyników obliczeń MES 3D

Parametr	Wyniki obliczeń analitycznych	Wyniki obliczeń MES 3D
Prąd [A]	115	115
Prędkość obrotowa [obr/min]	2000	2000
Napięcie zasilania [V]	57,4	58,4
Moc dostarczana do silnika [W]	10920	11385
Moc na wale silnika [W]	10114	10537
Moment na wale [Nm]	48,3	50,3
Sprawność [%]	92,6	92,6
Straty w miedzi [W]	632,5	630
Straty w żelazie [W]	78,8	119,7
Parametr	Wyniki obliczeń analitycznych	Wyniki obliczeń MES 3D
Prąd [A]	171	171
Prędkość obrotowa [obr/min]	2000	2000
Napięcie zasilania [V]	62,2	61,9
Moc dostarczana do silnika [W]	16657	17112
Moc na wale silnika [W]	15057	15464
Moment na wale [Nm]	71,9	73,8
Sprawność [%]	90,4	90,4
Straty w miedzi [W]	1398,6	1390
Straty w żelazie [W]	78,8	125,1
Parametr	Wyniki obliczeń analitycznych	Wyniki obliczeń MES 3D
Prąd [A]	230	230
Prędkość obrotowa [obr/min]	2000	2000
Napięcie zasilania [V]	68,9	63,6
Moc dostarczana do silnika [W]	23026	23259
Moc na wale silnika [W]	20262	20432
Moment na wale [Nm]	96,8	97,6
Sprawność [%]	88	87,9
Straty w miedzi [W]	2530,1	2525
Straty w żelazie [W]	78,8	131,96

## 8. Podsumowanie

W artykule przedstawiono projekt silnika tarczowego z wirnikiem wewnętrznym. Według założeń wstępnych moc znamionowa silnika wynosi 10 kW przy 2000 obr/min. Silnik zaprojektowano tak, że dla znamionowego obciążenia fazowy prąd zasilania wynosi  $I=115\text{ A}$ . Wówczas współczynnik gęstości mocy, uwzględniając jedynie masę obwodu elektromagnetycznego silnika (12,8 kg) jest równy 0,781 kW/kg, a współczynnik gęstości momentu 3,73 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 wykonaniu badań laboratoryjnych i sprawdzeniu rzeczywistych przyrostów temperatur współczynniki te mogą ulec zmianie.

Odpowiednio zaprojektowany kształt magnesów pozwolił na ograniczenie maksymalnej wartości momentu zaczepowego do 1.4 Nm, co stanowi 3% 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.
- [8]. Glinka T., Król E., Wolnik T.: *Silniki tarczowe z magnesami trwałymi jako napęd pojazdów wolnobieżnych*. Przegląd Elektrotechniczny nr 3 – 2011.
- [9]. Glinka T., Król E., Wolnik T.: *Silnik tarczowy z wirnikiem wewnętrznym - obliczenia obwodu elektromagnetycznego*. Zeszyty Problemowe - Maszyny Elektryczne, nr 92 – 2011.

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.

**PRZEDRUK ARTYKUŁU  
Z CZASOPISMA PRZEGLĄD  
ELEKTROTECHNICZNY 11/2011**

**DRUGI Z CYKLU ARTYKUŁÓW  
WYRÓŻNIONYCH II NAGRODĄ  
W KONKURSIE IM. PROFESORA  
MIECZYŚŁAWA POŻARYSKIEGO 2011**