

621.313.17.013.1
537.612.2.001.24
517.949:518.6.004.14

Marian ŁUKANISZYN
Mariusz JAGIEŁA
Rafał WRÓBEL

WPŁYW LICZBY PAR BIEGUNÓW WZBUDZENIA NA PRACĘ BEZSZCZOTKOWEGO SILNIKA TARCZOWEGO ZE STRUMIENIEM OSIOWYM W STOJANIE

STRESZCZENIE *W pracy przedstawiono analizę wpływu liczby par biegunów wirnika na niektóre parametry statyczne bezszczotkowego silnika tarczowego ze strumieniem osiowym w stojanie. Obliczenia pola magnetycznego zostały wykonane przy użyciu trójwymiarowej metody elementów skończonych. Wyznaczono podstawowe parametry całkowite przetwornika jak: moment elektromagnetyczny, siła elektromotoryczna rotacji i moment zaczepowy*

dr hab. inż. Marian ŁUKANISZYN

e-mail: luk@po.opole.pl

mgr inż. Mariusz JAGIEŁA

e-mail: mjagiela@po.opole.pl

dr inż. Rafał WRÓBEL

e-mail: rwrobel@po.opole.pl

Katedra Automatykacji i Diagnostyki Układów Elektromechanicznych
Wydział Elektrotechniki i Automatyki
Politechnika Opolska
45-036 Opole, ul. Luboszycka 7

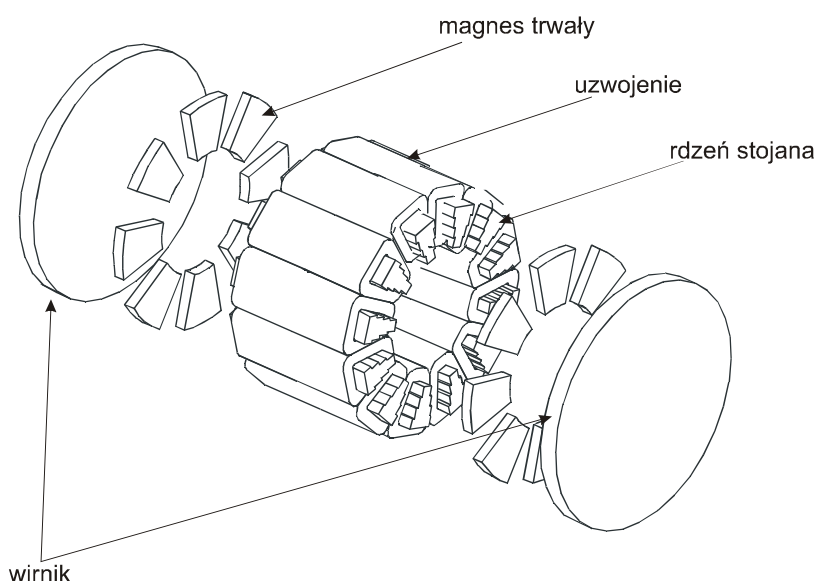
1. WPROWADZENIE

Silniki tarczowe z magnesami trwałymi odznaczają się wieloma zaletami w porównaniu z silnikami cylindrycznymi o porównywalnej objętości i masie. Jednak zastosowania tego typu przetworników dotyczą dość wąskiej grupy napędów [3, 9].

Jednym z najczęściej dyskutowanych współczesnych rozwiązań bezszczotkowych silników tarczowych jest silnik typu torus, w którym stosuje się wielopasmowe uzwojenia typu Gramme'a [5]. Maszyna tego typu, wzbudzana magnesami trwałymi typu $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$, charakteryzuje się wysoką sprawnością, a jej dodatkową zaletą jest niewielki wymiar osiowy.

W niniejszej pracy analizowany jest silnik tarczowy innego typu, wyróżniający się stosunkowo dużym wymiarem osiowym. Ze względu na właściwości ruchowe rozważanego przetwornika (szeroko analizowane we wcześniejszej pracy autorów [3, 6]), jego zastosowania dotyczą układów napędowych bez większych wymagań odnośnie płynności ruchu, gdzie jednak sprawność i niezawodność posiadają największe znaczenie. Struktura analizowanego przetwornika jest przedstawiona na rys.1.

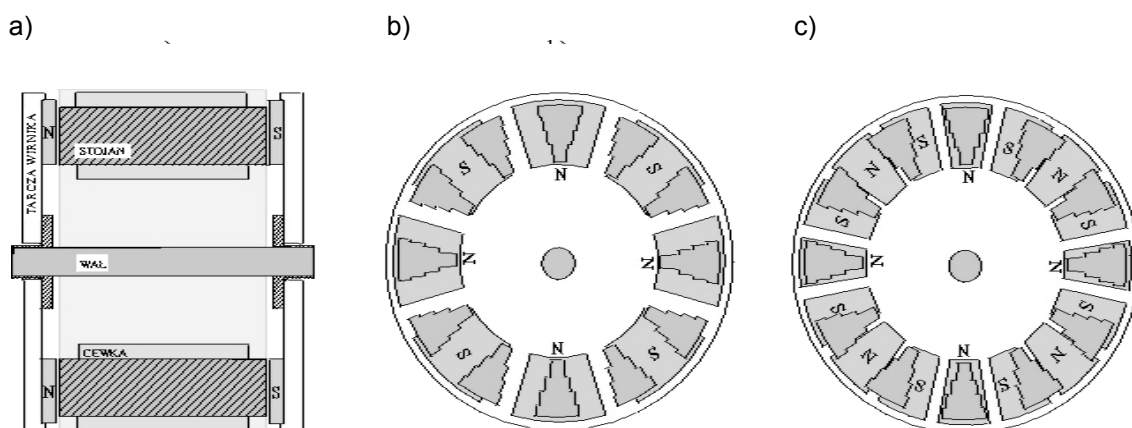
Praca rozważanego przetwornika jest możliwa w wielu konfiguracjach. W zależności od liczby par biegunów wzbudzenia, rozmieszczonych na tarczach wirnika, jest możliwe skojarzenie uzwojeń w układy jedno-, dwu- oraz trójfazowe. Przedmiotem niniejszej pracy jest przetwornik w wersji trójfazowej.



Rys.1. Struktura silnika tarczowego ze strumieniem osiowym w stanie stojącym.

W procesie projektowania, wybór liczby par biegunów silnika bezszczotkowego, decyduje o jego przeznaczeniu. Układy o stosunku liczby biegunów stojana do liczby par biegunów wirnika N_S/N_R - większym od jedności mogą pracować z dużą sprawnością przy znacznych prędkościach obrotowych, natomiast przetworniki, w których stosunek N_S/N_R jest mniejszy od jedności powinny pracować jako wolnoobrotowe [3, 6, 7].

W analizowanym przypadku, przy zachowaniu liczby biegunów stojana N_S i przy trójpasmowym połączeniu pasm, są możliwe rozwiązania konstrukcyjne o stosunku $N_S/N_R=3/2$ oraz $N_S/N_R=3/4$. Na rysunku 2 przedstawiono sposób dystrybucji magnesów trwałych na powierzchniach wirników tarczowych. Polaryzacja magnesów trwałych, położonych na naprzeciwległych tarczach jest niejednakomienna (N-S oraz S-N).



Rys.2. Silnik tarczowy ze strumieniem osiowym w stojanie.

a) przekrój poprzeczny; b) dystrybucja magnesów trwałych w silniku o $N_S/N_R = 3/2$ (model A);
c) dystrybucja magnesów trwałych w silniku o $N_S/N_R = 3/4$ (model B).

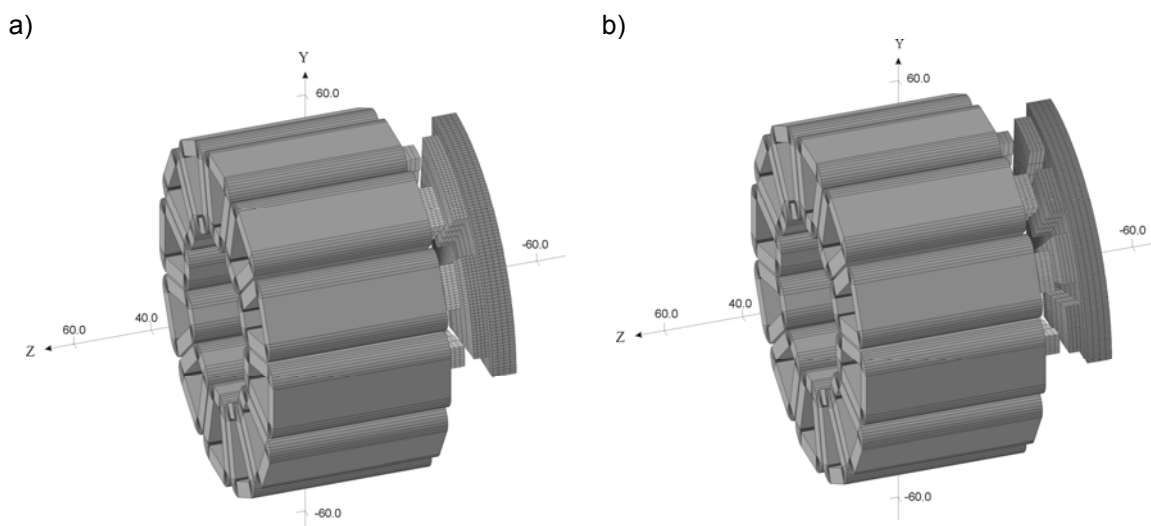
TABELA 1

Parametry silnika tarczowego ze strumieniem osiowym w stojanie.

Parametry elektromechaniczne	
Napięcie zasilania	$U_n = 24$ V (nap. stałe)
Prąd znamionowy	$I_n = 23$ A (wart. skuteczna)
Moc znamionowa	$P_n = 435$ W
Prędkość obrotowa	regulowana 0-2500 obr/min
Parametry konstrukcyjne	
Średnica zewnętrzna	$D_z = 94$ mm
Długość	$l_0 = 76$ mm
Liczba cewek na pasmo	$q = 4$
Liczba zwojów w cewce	$N = 16$
Magnesy trwałe (grubość = 4 mm)	$Nd_2Fe_{14}B$ (Br = 1.2 T; Hc = -941kA/m)
Grubość tarczy wirnika	$d_i = 6$ mm

2. OBLICZENIA POLA MAGNETYCZNEGO

Analizowany silnik wymaga konstrukcji trójwymiarowego modelu poleowego [3]. Modelowanie pola magnetycznego przetwornika przeprowadzono przy użyciu trójwymiarowej metody elementów skończonych. Rozważania ograniczono do pola magnetostaticznego. Wykorzystano komercyjny program OPERA oraz moduł TOSCA oparty na metodzie skalarnych potencjałów magnetycznych $\Psi - \Phi$ [1,3]. Ze względu na symetrię obrotową przetwornika analizowana jest 1/8 całkowitej objętości przy wykorzystaniu warunków brzegowych symetrii. Na rysunku 3 przedstawiono siatki dyskretyzacyjne modeli zastosowanych w obliczeniach.



Rys.3. Siatka elementów skończonych.
a) model A, $N_S/N_R = 3/2$; b) model B, $N_S/N_R = 3/4$.

3. WYNIKI OBLICZEŃ

Jednym z parametrów mających największy wpływ na pracę przetwornika z magnesami trwałymi jest prawidłowy dobór szerokości magnesów na podziałce biegunowej. W tabeli 2 oraz 3 zestawiono wyniki obliczeń momentu elektromagnetycznego dla różnych szerokości magnesów trwałych w obydwu rozwiązaniach konstrukcyjnych silnika.

TABELA 2

Wyniki obliczeń momentu elektromagnetycznego dla różnych szerokości magnesów trwałych przy prądzie znamionowym (dwa pasma zasilone jednocześnie) – model A.

Oznaczenie modelu	α / τ	T_{\max} [N·m]	T_{\min} [N·m]	T_{av} [N·m]	ε [%]
A ₁	0.64	2.91	0.76	1.87	114
A ₂	0.69	2.55	1.22	1.91	70
A ₃	0.73	2.16	1.56	1.89	31
A ₄	0.78	2.59	1.22	1.97	69
A ₅	0.82	3.20	0.65	2.00	127

TABELA 3

Wyniki obliczeń momentu elektromagnetycznego dla różnych szerokości magnesów trwałych przy prądzie znamionowym (dwa pasma zasilone jednocześnie) – model B.

oznaczenie modelu	α / τ	T_{\max} [N·m]	T_{\min} [N·m]	T_{av} [N·m]	ε [%]
B ₁	0.64	2.12	1.73	1.94	20
B ₂	0.69	2.13	1.77	2.01	17
B ₃	0.73	2.21	1.98	2.12	10
B ₄	0.78	2.30	1.84	2.13	21
B ₅	0.82	2.43	1.86	2.17	26

Względną szerokość magnesu trwałego określono za pomocą stosunku rozpiętości kątowej magnesu α do podziałki biegunowej wimika τ . Obliczenia wykonano przy znamionowym natężeniu prądu w uzwojeniu silnika ($I = 23$ A) oraz przy założeniu prostokątnych zmienności prądów.

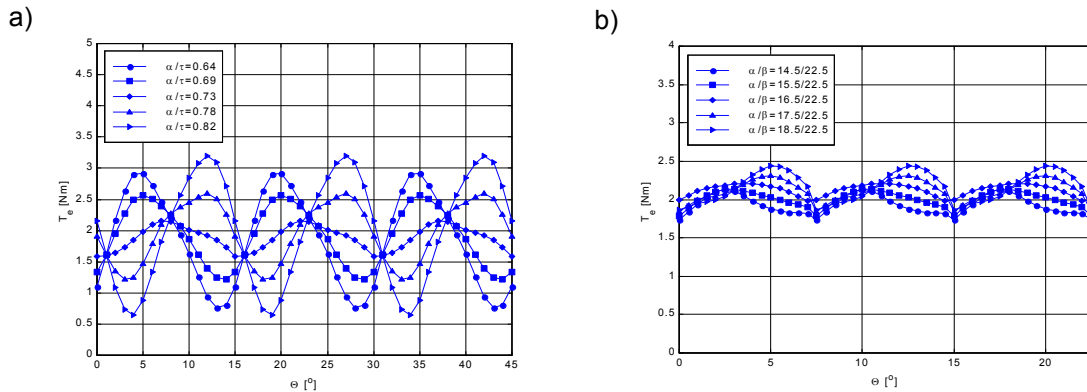
Do obliczeń momentu rozwijanego przez silnik zastosowano metodę tensora naprężeń Maxwella. Pulsacje momentu elektromagnetycznego określono za pomocą współczynnika w następującej postaci [8]:

$$\varepsilon = \frac{T_{\max} - T_{\min}}{T_{\text{av}}} \cdot 100\% \quad (1)$$

gdzie:

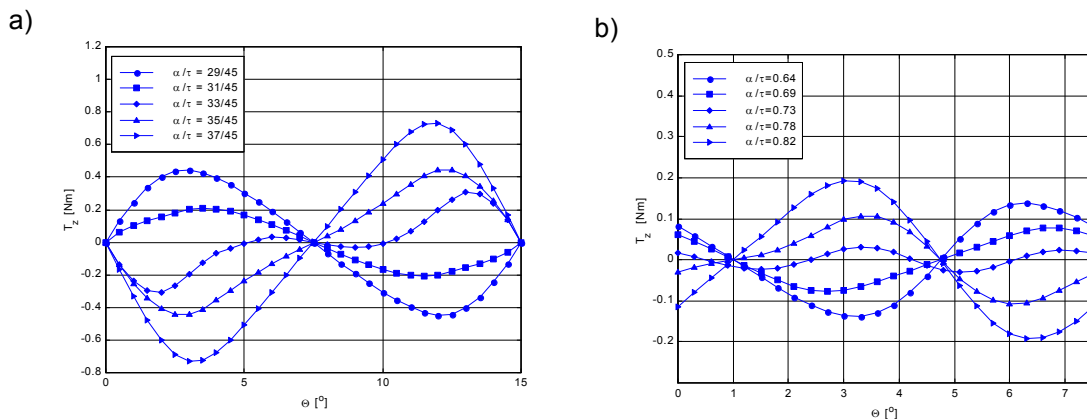
T_{\max} , T_{\min} , T_{av} – odpowiednio: wartość maksymalna, minimalna oraz średnia momentu elektromagnetycznego.

Wartości średnie momentu elektromagnetycznego są wyższe w przypadku wersji B silnika. Model ten charakteryzuje się również wielokrotnie niższymi pulsacjami momentu elektromagnetycznego. Z punktu widzenia poziomu pulsacji momentu elektromagnetycznego, spośród analizowanych przypadków, najbardziej interesującymi są wersje A_3 oraz B_3 , a zatem rozwiązania, w których magnes trwały zajmuje nie więcej niż $3/4$ szerokości podziałki biegunowej.



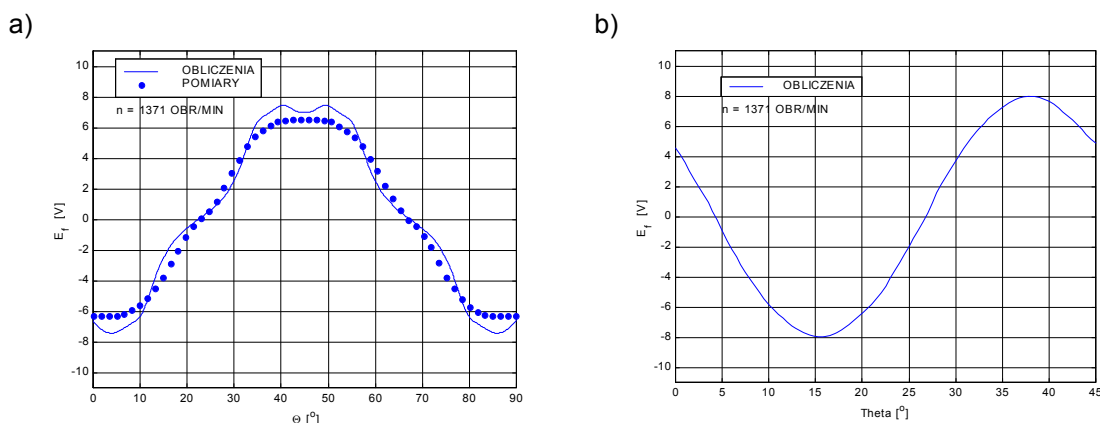
Rys.4. Kątowe zmienności momentu elektromagnetycznego przy prądzie znamionowym z uwzględnieniem przełączeń pasm dla różnych szerokości magnesów trwałych:
a) model A, $N_S/N_R = 3/2$; b) model B, $N_S/N_R = 3/4$

Rysunek 4 przedstawia kątowe zmienności momentu elektromagnetycznego z uwzględnieniem przełączeń pasm uzwojenia dla różnych szerokości magnesów trwałych, natomiast rys.5 ilustruje kątowe zmienności momentu zaczepowego (stan bez wymuszenia prądowego). Amplituda momentu zaczepowego jest ponad dziesięciokrotnie mniejsza w przypadku modelu B_3 (0.031 N·m) w porównaniu z modelem A_3 (0.33 N·m), co zwykle ma znaczenie w układach napędowych niewielkich mocy, gdzie momenty tego rodzaju są składnikami pasożytniczymi momentu elektromagnetycznego [2, 4].



Rys.5. Kątowe zmienności momentu zaczepowego pasm dla różnych szerokości magnesów trwałych: a) model A, $N_S/N_R = 3/2$; b) model B $N_S/N_R = 3/4$.

Rysunek 6 ilustruje kątową zmienność pasmowej siły elektromotorycznej rotacji w wersjach silnika A_3 oraz B_3 . Silnik o mniejszej liczbie par biegunów (A) charakteryzuje się większą zawartością wyższych harmonicznych siły elektromotorycznej rotacji. Występowanie różnic w zawartościach wyższych harmonicznych strumienia skojarzonego (siły elektromotorycznej rotacji) jest główną przyczyną występowania odmiennych właściwości elektromechanicznych obydwu analizowanych struktur.



Rys.6. Kątowa zmienność pasmowej siły elektromotorycznej rotacji: a) model A_3 , $N_s/N_r = 3/2$, b) model B_3 , $N_s/N_r = 3/4$.

Jednak przeprowadzona analiza dotyczy wyłącznie stanów stacjonarnych, podczas gdy zasadnicze różnice w pracy obydwu przetworników będą dotyczyły pracy w stanach dynamicznych ze względu na różne częstotliwości pracy ich uzwojeń [3].

4. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Analiza przedstawiona w niniejszej pracy miała na celu pokazanie różnic we właściwościach elektromechanicznych bezszczotkowego silnika tarczowego o specjalnej budowie, które wynikają z zastosowania różnej liczby biegunów wzbudzenia. Przedstawione obliczenia odnoszą się wyłącznie do stanów pracy ustalonej, przy zapewnieniu prostokątnych zmienności prądów pasmowych.

Jeśli obydwa układy zasilane są ze źródła o tej samej wartości napięcia to w stanach pracy dynamicznej, największy wpływ na parametry elektromechaniczne obydwu rozwiązań konstrukcyjnych jak sprawność przetwornika czy sztywność charakterystyk mechanicznych, mają jednak występujące stany przejściowe prądu.

BIBLIOGRAFIA

1. Binns K.J, Lawrenson P. J., Trowbridge C. W.: *The Analytical and Numerical Solution of Electric and Magnetic Fields*, John Willey & Sons, Chichester, New York, 1992.
2. Ishikawa T., Slemon G. R.: *A Method of Reducing Ripple Torque in Permanent Magnet Motors Without Skewing*, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 29, No. 2, March 1993, pp. 2028-2031.
3. Jagieła M.: *Analiza pracy trójfazowego bezszczotkowego silnika tarczowego prądu stałego ze strumieniem osiowym w stojanie*, Praca doktorska, Politechnika Opolska, 2002.
4. Li. T, Slemon G.: *Reduction of Cogging Torque in Permanent Magnet Motors*, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 24, No. 6, November 1988, pp. 2901-2903.
5. Łukaniszyn M., Wróbel R.: *A study on the influence of permanent magnet dimensions and stator core structures on the disc-type brushless DC motor*, Electrical Engineering, Vol. 82, No. 3-4, 2000, pp. 163-172.
6. Łukaniszyn M, Jagieła M., Wróbel R.: *Disc-Type Motor with Co-Axial Flux in the Stator-Influence of Magnetic Circuit Parameters on The Torque*, Electrical Engineering Vol. 84, No. 1, 2002, pp. 1-10.
7. Mendrela E., Moch J., Paduch P.: *Właściwości elektromechaniczne bezszczotkowego silnika tarczowego prądu stałego*, SME'2000, Prace Instytutu Maszyn, Napędów i Pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej Nr 49, Studia i Materiały Nr 21 , Wrocław, 2000.
8. Nakata T., Takahashi N., Uehara K.: *Analysis of magnetic characteristic of brushless DC motor taking into account the distribution of magnetization*, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 22, No. 5, 1986, pp. 1084-1086.
9. Renyuan T., Jianzong S., Zhenguang L., Dexin X.: *Simulation of Disc Type Permanent Magnet Axial-Field Brushless DC Motor by Coupling of Magnetic and Electric Equation*, 13-th COMPUMAG, Evian, France, 2-5 July, 2001, pp. 58-59.

Rękopis dostarczono, dnia 21.10.2002 r.

Opiniował: Krzysztof Kluszczyński, Jarosław Zadrożny (jr)

THE INFLUENCE OF ROTOR POLE NUMBERS ON THE OPERATION OF A DISC-TYPE BRUSHLESS MOTOR WITH CO-AXIAL FLUX IN THE STATOR

Marian ŁUKANISZYN¹⁾, Mariusz JAGIEŁA²⁾, Rafał WRÓBEL³⁾

ABSTRACT *In the paper a brushless disc-type motor with co-axial magnetic flux crossing the stator axially is considered. The motor structure is shown in Fig.1, while the motor parameters are summarized in Table 1. The static parameters i.e. the torque, the cogging torque and phase back EMF of an eight-pole motor, are compared with those for a sixteen-pole one of the same volume, in order to contrast the two potential candidates for variable-speed, low-cost drives. As a basis of the comparative analysis, three dimensional FEM magnetic field modeling is employed.*

An appropriate selection of the motor structure determines electromechanical properties of the machine. It is better for the brushless motor when the switching frequency is not high. Thus, the motors with N_S/N_R greater than unity are preferred for high speed drives. On the other hand, it is better for the motor with N_S/N_R less than unity to operate at lower rotational speeds. Such two solutions of the magnetic circuit of the considered machine are analyzed in this work.

Due to the periodic motor configuration and axial anti-symmetry, the region of interest for the finite element analysis is an octant of the whole motor volume (see Fig.3).

In salient-pole permanent magnet machines, the cogging torque is one of the main components of torque fluctuations. The cogging torque can also be significantly reduced by appropriate permanent magnet width selection. Such a method can be used in axial-flux motors, without any loss of the average torque level. Five versions of the motor with different ratios of permanent magnet arc to pole pitch arc γ/τ are studied in the paper. In Figs 4 and 5, variations of the electromagnetic torque and the cogging torque for A and B constructions are shown. The cogging torque is about ten times smaller in B₃ motor version as compared to A₃ one with the same γ/τ ratio. Figure 6 shows angular variations of the phase back EMF. The calculations are partially verified by measurements.

¹⁾ Ph. D., D. Sc. Technical University of Opole, Dept. of Electrical Engineering and Automatic Control, 45-036 Opole, ul. Luboszycka 7, tel. (77)453-84-47, e-mail: luk@po.opole.pl

²⁾ M. Sc. Address as above, e-mail: mjagiela@po.opole.pl

³⁾ Ph. D., address as above, e-mail: rwrobel@po.opole.pl