

Właściwości silnika bezszczotkowego prądu stałego z magnesami trwałymi o różnych rozpiętościach uzwojeń stojana

Roman Miksiewicz

W ostatnich latach wiele prac poświęcono właściwościom eksploatacyjnym silników bezszczotkowych prądu stałego z magnesami trwałymi PMBLDC. Analizowano wpływ rozmieszczenia i kształtu magnesów [3, 6], kierunku magnesowania, skosu magnesów lub uzwojenia stojana, otwarcia żłobków stojana, rodzaju uzwojenia stojana, na kształt indukowanego napięcia w uzwojeniach stojana, jak również moment zaczepowy maszyny [1, 2, 5, 6, 7]. Kształt indukowanego napięcia ma duży wpływ na przebiegi czasowe prądów, a wartość momentu zaczepowego ma wpływ na pulsacje momentu wypadkowego silnika [4], w konsekwencji również na drgania i hałas silnika. Wiele publikacji poświęcono również metodom redukcji lub eliminacji momentu zaczepowego.

Dla silnika bezszczotkowego prądu stałego idealnym przebiegiem czasowym napięcia jest przebieg trapezoidalny. Wpływ na przebieg czasowy indukowanego napięcia ma między innymi rodzaj uzwojenia. W rozwiązaniach praktycznych spotyka się silniki z uzwojeniami skupionymi oraz z uzwojeniami rozłożonymi: jedno- i dwuwarstwowymi. Dla uzwojeń dwuwarstwowych niektórzy autorzy proponują zastosowanie uzwojenia ułamkowego [7], co pozwala wg nich na ograniczenie tętnień wypadkowego momentu elektromagnetycznego. Zastosowanie uzwojeń dwuwarstwowych skróconych pozwala, przez dobór rozpiętości tych uzwojeń, ograniczyć zawartość niektórych wyższych harmonicznych. Zmniejszenie rozpiętości uzwojenia powoduje zmniejszenie długości czoł uzwojeń, a tym samym mniejsze zużycie materiału uzwojenia oraz mniejsze straty w uzwojeniach. Skrócenie uzwojenia powoduje jednak zmniejszenie podstawowej harmonicznej napięcia i konieczność przeprojektowania maszyny.

W silnikach synchronicznych z magnesami trwałymi, w odróżnieniu od silników prądu stałego, dąży się do uzyskania sinusoidalnych przebiegów napięć indukowanych, wobec tego inne są kryteria doboru uzwojeń stojana.

Obliczenia projektowe silnika

Przedmiotem obliczeń projektowych i analiz był silnik o danych: $P_N = 1$ kW; $U_N = 24$ V, $n_N = 10000$ obr./min. Dla porównania różnych uzwojeń przyjęto liczbę par biegunów $p = 1$ i liczbę żłobków stojana $Q_s = 12$ (o całkowitej liczbie żłobków na biegun i fazę: $q = 2$) oraz $Q_s = 15$ (o ułamkowej liczbie żłobków na biegun i fazę: $q = 2,5$). Rozpatrzono uzwojenia dwuwarstwowe o różnych rozpiętościach zezwojów:

- dla $Q_s = 12$ – średnicowe $Y = 6$ oraz skrócone: $Y = 5$ i $Y = 4$;
- dla $Q_s = 15$ – skrócone: $Y = 7$ i $Y = 6$.

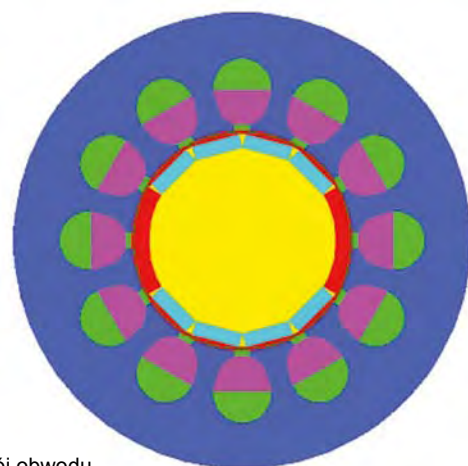
W każdej z tych grup uzwojeń zachowano taką samą liczbę zwojów fazowych i taki sam przekrój przewodów.

Streszczenie: W artykule przedstawiono wyniki badań symulacyjnych silnika bezszczotkowego prądu stałego o różnych rozpiętościach uzwojeń stojana. Porównano przebiegi momentów zaczepowych, napięć fazowych, momentu i prądów fazowych dla różnych uzwojeń. Wyniki obliczeń wskazują, że zastosowanie uzwojenia dwuwarstwowego skróconego w stojanie nie zawsze polepsza właściwości silnika. Lepsze rezultaty można uzyskać, stosując uzwojenie ułamkowe.

Abstract: The paper presents analysis of simulation results of brushless DC motors of different stator winding pitches. There are given and compared the waveforms of cogging torques, phase voltages, the resultant torque and phase currents for different windings. The calculation results show that shortening of the stator winding does not improve the motor operation properties. The advantageous properties are obtained when using a fractional winding.

Zaprojektowany obwód magnetyczny wirnika zawiera cztery magnesy o przekroju prostokątnym, rozłożone na powierzchni wirnika. Przekrój obwodu magnetycznego modelu silnika przedstawiono na rys. 1.

Wstępne obliczenia projektowe wykonano w oparciu o model obwodowy, ostateczne obliczenia polowe 2D przeprowadzono z użyciem MES, wykorzystując moduł Transient programu Maxwell.



Rys. 1.
Przekrój obwodu magnetycznego silnika

Tabela 1. Dane uzwojeniowe i długości rdzenia silnika

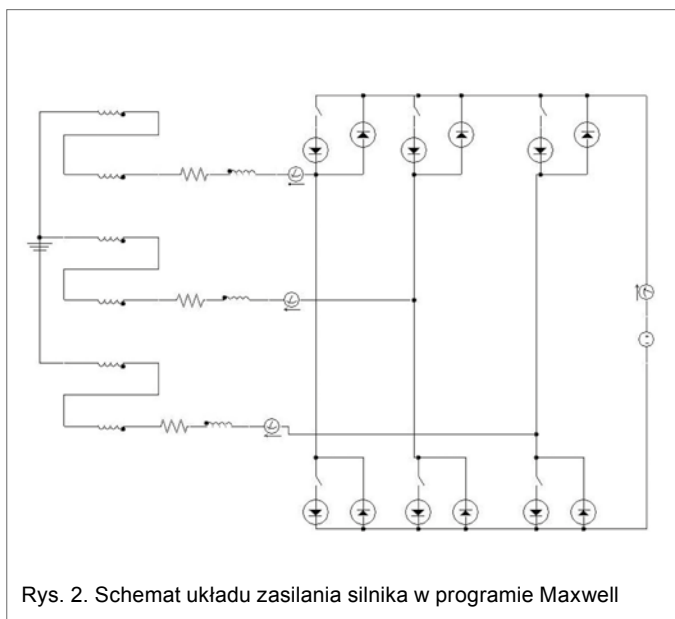
Q_s	N_s	Y	k_d	THD %	l_s mm
12	8	6	1,0	16,6	79,0
		5	0,966	15,1	79,5
		4	0,866	16,5	94,5
15	10	7	0,995	4,1	63,0
		6	0,951	2,3	75,5

Ponieważ uzyskiwane napięcia fazowe dla zadanej prędkości obrotowej wirnika są różne dla różnych uzwojeń, należało dopasować indukowane napięcie do napięcia zasilania. Wykonano wielokrotne obliczenia dla pracy silnikowej, tak zmieniając każdorazowo długość maszyny, aby uzyskać dla znamionowej prędkości obrotowej średni moment równy momentowi znamionowemu. Niektóre dane projektowe i wyniki obliczeń silnika (gdzie: k_d – współczynnik skrótu dla 1. harmonicznej, THD – współczynnik zawartości harmonicznych, l_s – długość rdzenia) przedstawiono w tabeli 1.

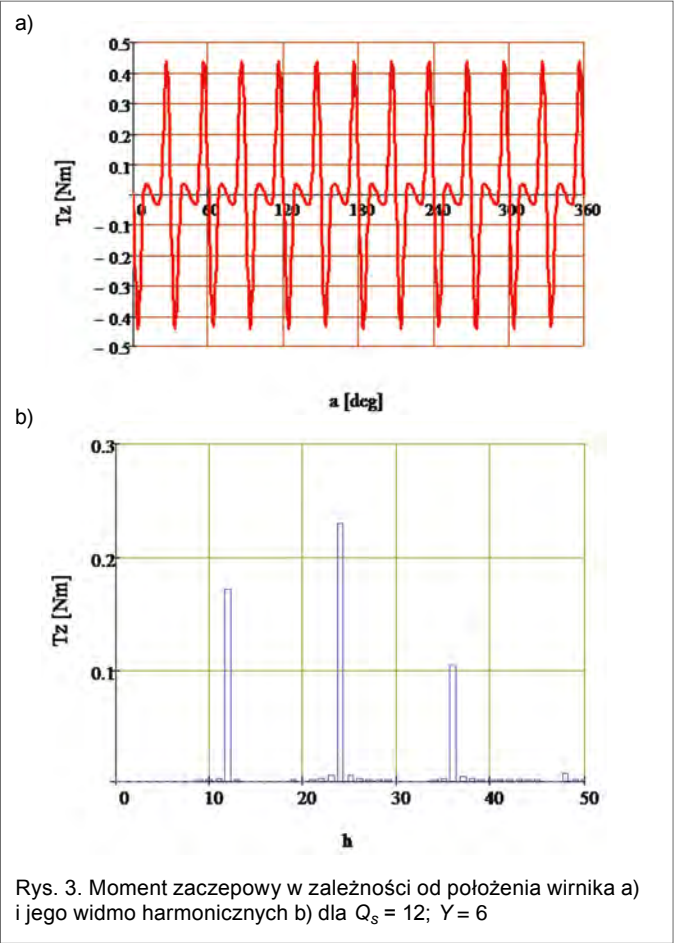
Z przeprowadzonych obliczeń wynika, że zastosowanie uzwojenia skróconego wymaga znacznego zwiększenia długości maszyny (lub liczby zwojów) niekiedy w większym stopniu, niż wynika to ze współczynnika skrótu uzwojenia dla podstawowej harmonicznej. Spowoduje to ostatecznie powiększenie gabarytów silnika i z tego punktu widzenia jest rozwiązaniem gorszym. Korzystnym rozwiązaniem jest zastosowanie uzwojenia ułamkowego.

Model polowy

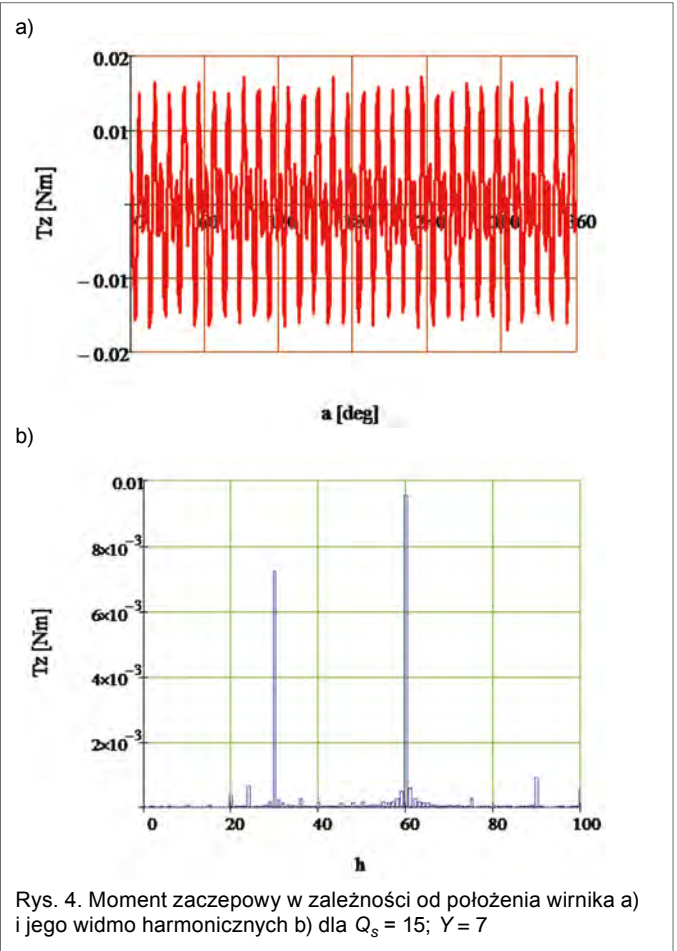
Obliczenia dla stanu nieustalonego z wykorzystaniem programu Maxwell 2D wykonano dla pracy generatorowej i silnikowej, dla znamionowej prędkości obrotowej. Schemat układu połączeń uzwojeń i układu zasilania silnika w programie Maxwell przedstawiono na rys. 2. W tym uproszczonym układzie zasilania tranzystory sterownika zastąpiono sterowanymi stycznikami w zależności od położenia wirnika. Kąty wyste-



Rys. 2. Schemat układu zasilania silnika w programie Maxwell



Rys. 3. Moment zaczepowy w zależności od położenia wirnika a) i jego widmo harmonicznych b) dla $Q_s = 12$; $Y = 6$



Rys. 4. Moment zaczepowy w zależności od położenia wirnika a) i jego widmo harmonicznych b) dla $Q_s = 15$; $Y = 7$

rowania styczników (oddzielnie dla każdego uzwojenia) dobrano na podstawie przebiegów napięć fazowych, kierując się ich podstawową harmoniczną.

Wyniki obliczeń dla pracy generatorowej

Obliczenia dla pracy generatorowej pozwalają wyznaczyć przebiegi momentu zaczepowego oraz indukowanych napięć fazowych. Na podstawie przebiegu czasowego momentu zaczepowego (rys. 3 a i 4 a) można wyznaczyć wartość jego pulsacji oraz widmo harmonicznym (rys. 3 b i 4 b). Dla silnika o liczbie żłobków stojana $Q_s = 12$, dominująca jest harmoniczna 12. i jej krotności, dla liczby żłobków $Q_s = 15$, dominująca jest harmoniczna 30. i jej krotności, zgodnie z zależnością:

$$n_h = \frac{2p}{NWW\{Q_s, 2p\}} Q_s \quad (1)$$

Amplituda pulsacji momentu zaczepowego dla silnika o $Q_s = 12$; $Y = 6$ wynosi 0,88 Nm, dla silnika o $Q_s = 15$; $Y = 7$ jest znacznie mniejsza i wynosi ok. 0,034 Nm. W stosunku do średniej wartości momentu znamionowego $M_n = 0,965$ Nm, moment zaczepowy dla silnika o $Q_s = 12$ stanowi znaczny udział.

Amplituda pulsacji momentu zaczepowego zależy głównie od otwarcia żłobków stojana, usytuowania magnesów i ich kierunków namagnesowania.

Moment zaczepowy jest proporcjonalny do długości maszyny i zwiększając jej długość (np. z powodu skrócenia uzwojenia), proporcjonalnie zwiększa się moment i jego udział w momencie wypadkowym.

Przebiegi napięć fazowych dla modeli o różnych rozpiętościach uzwojeń przedstawiono na rys. 5 i 6.

W przebiegach czasowych napięć fazowych dla $Q_s = 12$ widoczne są harmoniczne związane z liczbą magnesów umieszczonych powierzchniowo na wirniku. Te harmoniczne powodują, że współczynnik *THD* (tabela 1) ma znacznie większe wartości niż dla $Q_s = 15$. Inna liczba żłobków stojana spowodowała znaczne obniżenie zawartości harmonicznym. Współczynnik *THD* może więc być wskaźnikiem dla doboru kształtu przebiegu napięcia.

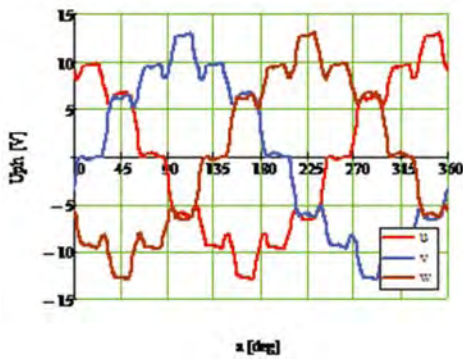
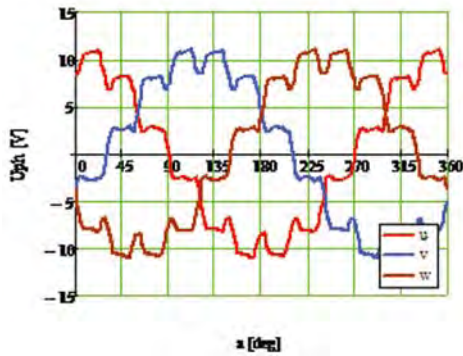
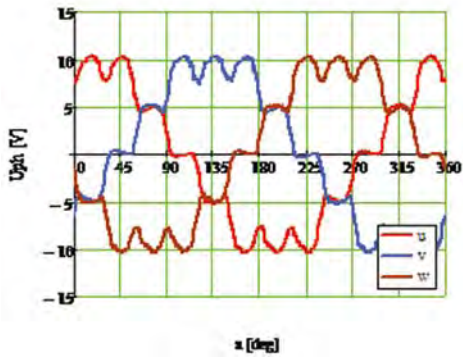
Z tabeli 1 również wynika, że skrócenie uzwojenia nie zawsze obniża zawartość harmonicznym i nie jest z tego punktu widzenia sposobem na uzyskanie pożądanych rezultatów.

Wyniki obliczeń dla pracy silnikowej

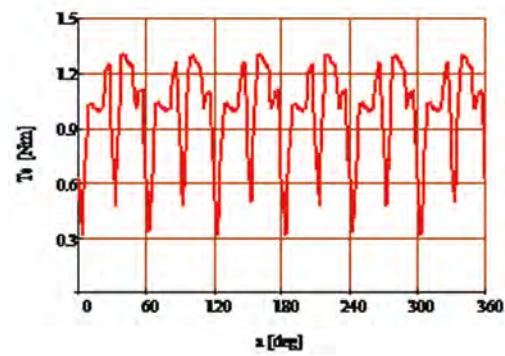
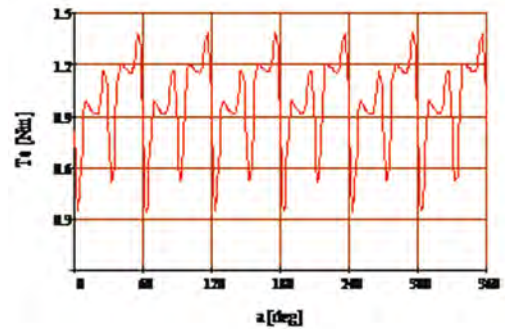
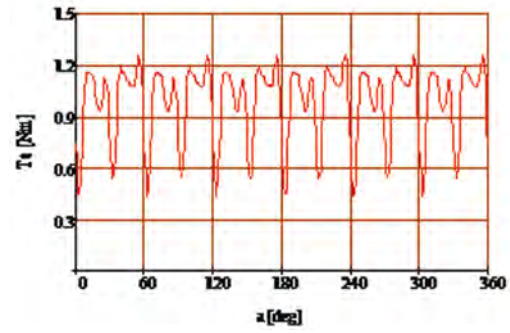
Na rys. 7 przedstawiono przebiegi momentu elektromagnetycznego dla liczby żłobków $Q_s = 12$, a na rys. 8 – dla liczby żłobków $Q_s = 15$. Średnie wartości tych momentów równe są momentowi znamionowemu. Dla oceny stopnia pulsacji momentu wyznaczono z zależności (2) jego względną wartość ε (tabela 2).

$$\varepsilon = \frac{T_{\max} - T_{\min}}{T_{av}} 100 \quad (2)$$

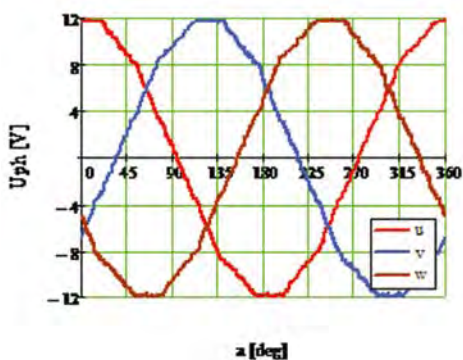
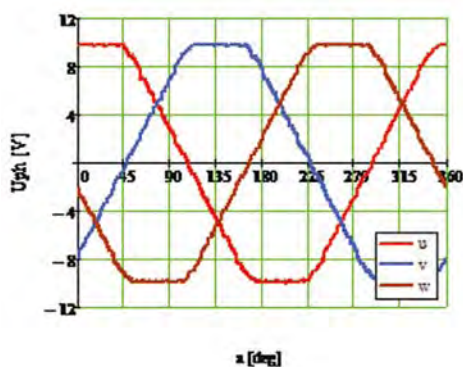
Z obliczeń dla pracy silnikowej w warunkach znamionowych wynika, że najbardziej korzystny przypadek, ze względu na udział pulsacji w momencie wypadkowym, występuje dla uzwojenia ułamkowego skróconego, o względnej rozpiętości 7/7.5. Z widmowej amplitudy momentu zaczepowego wynika, że w tym przypadku dominuje harmoniczna związana z liczbą



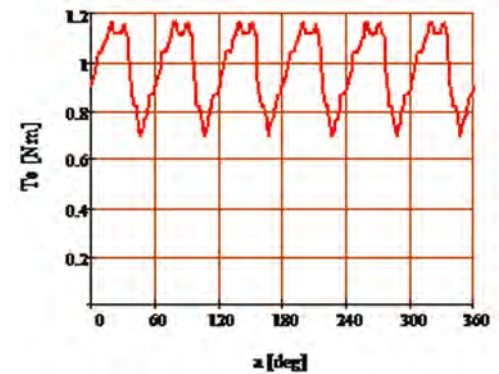
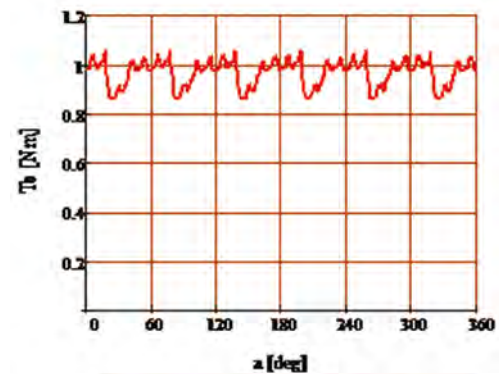
Rys. 5. Przebiegi napięć fazowych dla silnika o $Q_s = 12$ dla różnych rozpiętości zezwojów



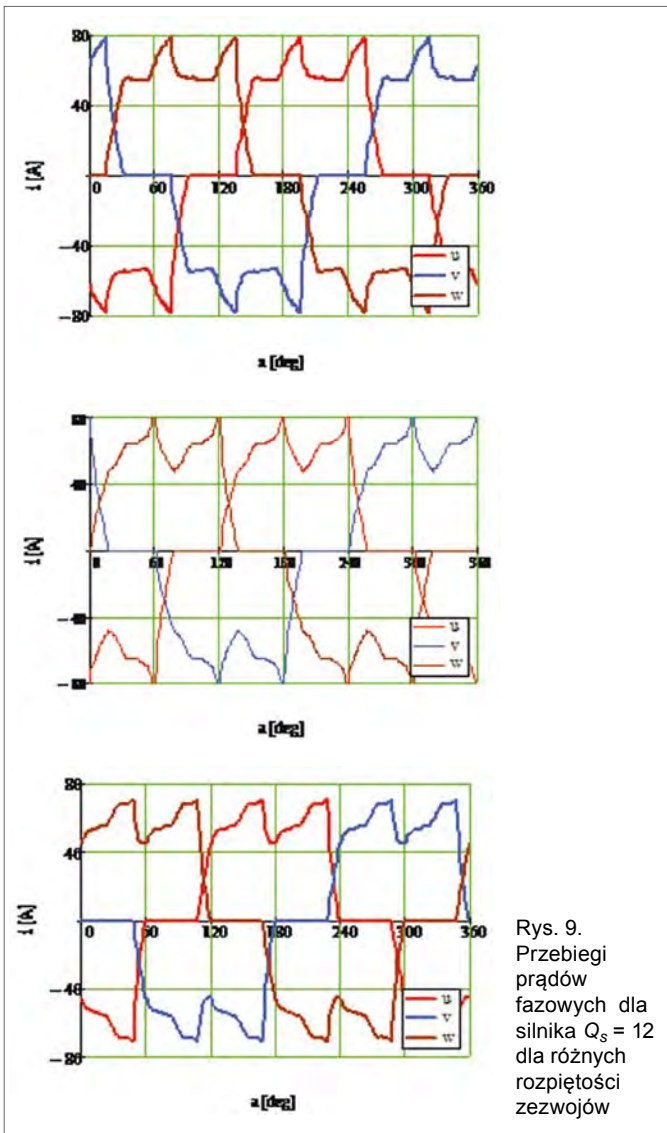
Rys. 7. Przebiegi momentu dla silnika $Q_s = 12$ dla różnych rozpiętości zezwojów



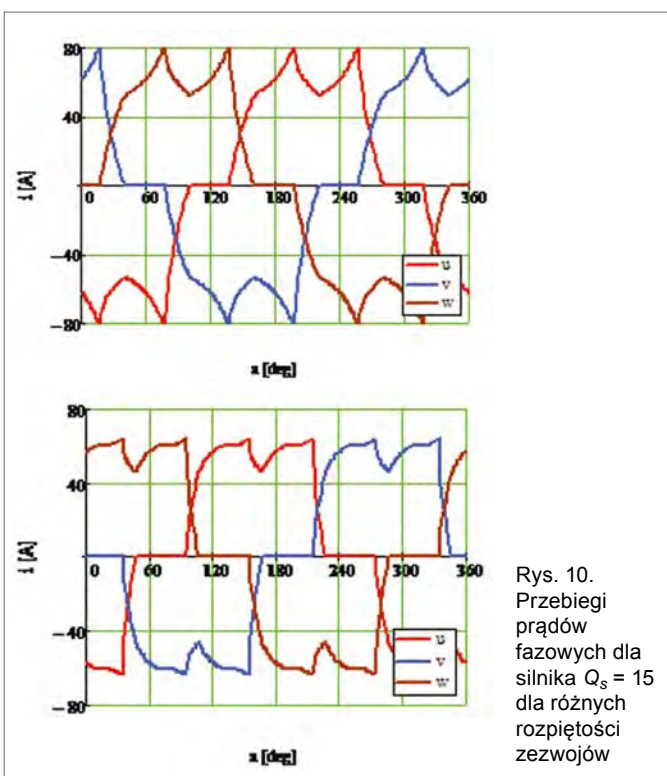
Rys. 6. Przebiegi napięć fazowych dla silnika o $Q_s = 15$ dla różnych rozpiętości zezwojów



Rys. 8. Przebiegi momentu dla silnika $Q_s = 15$ dla różnych rozpiętości zezwojów



Rys. 9. Przebiegi prądów fazowych dla silnika $Q_s = 12$ dla różnych rozpiętości zezwojów



Rys. 10. Przebiegi prądów fazowych dla silnika $Q_s = 15$ dla różnych rozpiętości zezwojów

Tabela 2. Wartości współczynnika pulsacji, skuteczne prądów fazowych i średnie prądu sieci

Q	Y	ε , %	I_{RMS} , A	I_S , A
12	6	81	48,9	53,6
	5	107	50,0	53,2
	4	99	47,0	54,0
15	7	18	50,0	51,9
	6	48	46,0	52,2

przełączeń za okres, a nie harmoniczne związane z momentem zaczepowym. W pozostałych przypadkach (np. dla $Q_s = 12$) udział momentu zaczepowego jest znacznie większy. Samo skrócenie uzwojenia nie daje więc gwarancji zmniejszenia pulsacji momentu wypadkowego. Ważniejszym jest odpowiedni dobór liczby żłobków.

Kolejnym ważnym wskaźnikiem projektowym jest wartość skuteczna prądu fazowego oraz wartość średnia prądu pobieranego w znamionowych warunkach zasilania i obciążenia. Przebiegi prądów dla rozważanych przypadków przedstawiono na rys. 9 i 10, natomiast ich wartości zamieszczono w tabeli 2.

Wnioski

Na podstawie przeprowadzonych badań symulacyjnych stwierdzono, że:

- zastosowanie w silnikach bezszczotkowych prądu stałego uzwojeń dwuwarstwowych skróconych nie zawsze jest korzystnym rozwiązaniem z punktu widzenia właściwości tego typu silników. Stwierdzono przypadki większych pulsacji momentu po wprowadzeniu skrótu uzwojenia;
- dla uzwojenia ułamkowego uzyskuje się przebieg indukowanego napięcia bardziej zbliżony do trapezoidalnego i znaczne zmniejszenie pulsacji amplitud momentu zaczepowego;
- zmniejszenie rozpiętości zezwojów prowadzi do zmniejszenia indukowanych napięć i konieczności zwiększenia liczby zwojów lub długości czynnej maszyny;
- celem ograniczenia pulsacji momentu i jego częstotliwości należy odpowiednio dobrać liczbę magnesów segmentowych w zależności od liczby żłobków i liczby biegunów.

Wybór więc rodzaju uzwojenia jest rozwiązaniem kompromisowym między parametrami eksploatacyjnymi silnika a jego gabarytami.

Uzyskane wyniki badań symulacyjnych należałoby potwierdzić badaniami silników prototypowych o różnych uzwojeniach.

Literatura

- [1] BIANCHI N., BOLOGNANI S.: *Design Techniques for Reducing the Cogging Torque in Surface-Mounted PM Motors*. IEEE Transactions in Industry Applications, Vol 38, No 5, September/October 2002, pp. 1259–1265.
- [2] CHEN A., NILSSEN R., NYSVEEN A.: *Harmonic Analysis and comparison of the back EMFs of Four Permanent Magnet Machine with Different Winding Arrangements*. Proceedings of ICEMS2008. The 11th International Conference on Electrical Machines and Systems. 17–20 October 2008, Wuhan China, pp. 3043–3048.

- [3] CIURYS M., DUDZIKOWSKI I.: *Analiza wpływu wymiarów i kształtu magnesów trwałych na moment elektromagnetyczny bezszczotkowego silnika prądu stałego*. Prace Naukowe Instytutu Maszyn, Napędów i Pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej. 2005, nr 58.
- [4] HUJDIČ M., ZÁSKALICKÝ, P.: *Electric Drive with Brushless DC Motor*. EDPE-2007 Conference, 24–26.09.2007, Vysoké Tatry, Slovensko.
- [5] MŁOT A., ŁUKANISZYN M.: *Optimization of the PM array of brushless DC motor for minimum cogging torque*. Prace Naukowe Instytutu Maszyn, Napędów i Pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej. 2008, nr 62, s. 169–174.
- [6] RUANGSINCHAIWANICH S., ZHU Z.Q., HOWE D.: *Influence of Magnet Shape on Cogging Torque and Back-EMF waveform in Permanent Magnet Machines*. Proceedings of the Eighth International Conference on Electrical Machines and Systems, ICEMS2005, September 2005, Vol 3, pp. 284–289.
- [7] ZHU Z.Q., XIA Z.P., WU L.J., JEWELL G.W.: *Influence of Slot and Pole Number Combination on Radial Force and Vibration Modes in Fractional Slot PM Brushless Machines Having Single- and Double-layer Windings*. Proceedings of ECCE2009. IEEE Energy Conversion Congress and Exposition. 20–24 September 2009, San Jose, California, USA, pp. 3443–3450.

dr inż. Roman Miksiewicz – Zakład Maszyn Elektrycznych
i Inżynierii Elektrycznej w Transporcie, Instytut Elektrotechniki
i Informatyki, Politechnika Śląska w Gliwicach;
e-mail: Roman.Miksiewicz@polsl.pl

artykuł recenzowany