

Wpływ kąta przesunięcia segmentów magnesów trwałych na parametry silnika BLDC małej mocy

Mariusz Korkosz, Adrian Młot, Marian Łukaniszyn

1. Wstęp

Zainteresowanie maszynami elektrycznymi z komutacją elektroniczną utrzymuje się na wysokim poziomie już od kilku lat. Ogólnie maszyny bezszczotkowe z komutacją elektroniczną są przeznaczone do napędów o regulowanej prędkości obrotowej. Jedną z przyczyn takiego stanu rzeczy jest wysoka sprawność maszyn bezszczotkowych. Dotyczy to szczególnie maszyn, w których są wykorzystane wysokoenergetyczne magnesy trwałe (BLDC i PMSM). W maszynach, w których jako wzbudzenie wykorzystuje się magnesy trwałe, powstaje problem momentu zaczepowego oraz tętnień momentu elektromagnetycznego.

Moment zaczepowy wpływa bardzo niekorzystnie na pracę maszyny. Jest jednym ze źródeł tętnień momentu elektromagnetycznego oraz dodatkowym źródłem drgań i hałasu pochodzenia magnetycznego.

W chwili obecnej szczególną uwagę zwraca się na poziom generowanego hałasu przez maszyny elektryczne już w trakcie ich projektowania. Wymaga to odmiennego niż dotychczas podejścia do zagadnienia procesu projektowania. Proces projektowania maszyny musi zostać uzupełniony, jeżeli zachodzi taka potrzeba, o obliczenia parametrów maszyny uwzględniające modelowanie 3D. Z uwagi na znacznie zwiększone wymagania sprzętowe i wydłużony czas obliczeń numerycznych rozwiązywanie zagadnień 3D projektowanych maszyn stosuje się w odniesieniu do wybranych przypadków. Są to zazwyczaj sytuacje, kiedy tylko model 3D pozwala wiarygodnie odwzorować projektowaną konstrukcję.

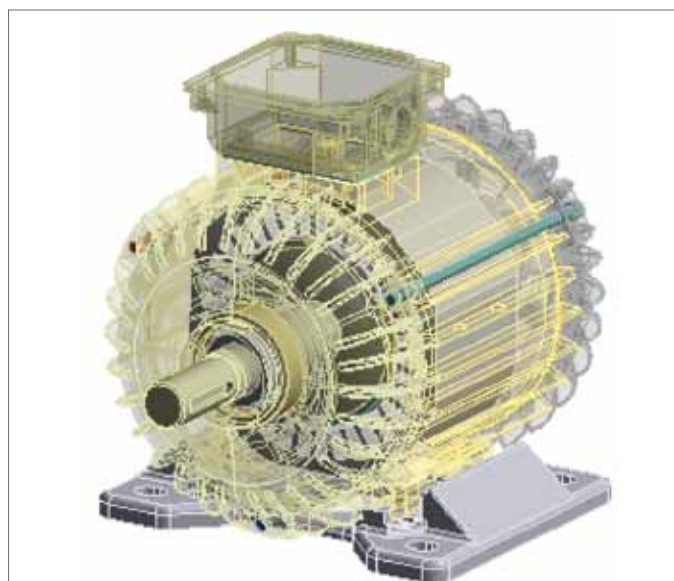
Moment zaczepowy można ograniczać metodami konstrukcyjnymi [1–7]. Jedną z metod redukcji momentu zaczepowego w przypadku maszyn z magnesami montowanymi powierzchniowo jest stosowanie skosów po stronie magnesów umieszczonych na wirniku lub też żłobków stojana [4–6]. Metodą alternatywną dla stosowania skośnych magnesów jest stosowanie segmentacji magnesów [7]. Jest to jeden z tych przypadków, kiedy do analizy zagadnienia niezbędne staje się zastosowanie modelowania 3D.

W artykule dokonano analizy wpływu segmentacji magnesów trwałych montowanych powierzchniowo i kąta ich przesunięcia na parametry silnika BLDC małej mocy. Dla podziału magnesów na dwa ($N = 2$), trzy ($N = 3$) oraz cztery ($N = 4$) segmenty analizowano wpływ kąta przesunięcia pomiędzy segmentami na amplitudę momentu zaczepowego, amplitudę momentu elektromagnetycznego, tętnienia momentu elektromagnetycznego, stałą momentową i napięciową silnika. Dla każdego przypadku podziału magnesów określono optymalną wartość kąta przesunięcia z punktu widzenia maksymalnej redukcji ampli-

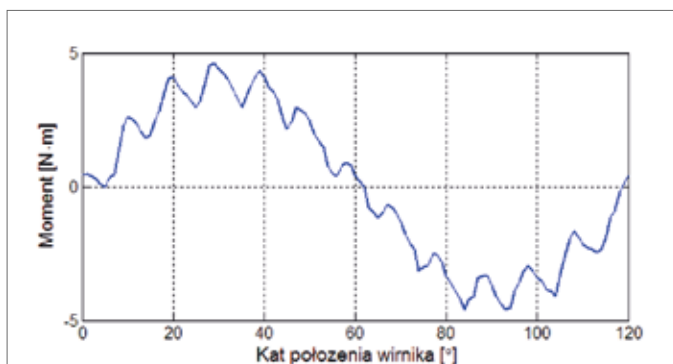
INFLUENCE OF SHIFTED PERMANENT MAGNET SEGMENTATION ON LOWER POWER BLDC MACHINE PERFORMANCE

Abstract: In this paper, a brushless DC motor (BLDC) rotor-mounted permanent magnets is studied. The magnets are made of Neodymium Iron Boron (NdFeB), a magnetic material having high remanence, coercivity and energy. The analyzed motor produces a significant amount of cogging torque, which is the primary ripple component in the torque generated by the motor. One method of achieving cogging torque reduction is to use magnet segmentation. Three-dimensional software based on the finite element method (FEM) is used to compute mathematical models of the BLDC motor. Various numbers of magnet segments are analysed. In addition, the analysis focuses on the cogging torque, the electromagnetic torque and the back EMF constant depending on various number of magnet segments. For each number of segments the optimal location of the segments is determined to minimise cogging torque.

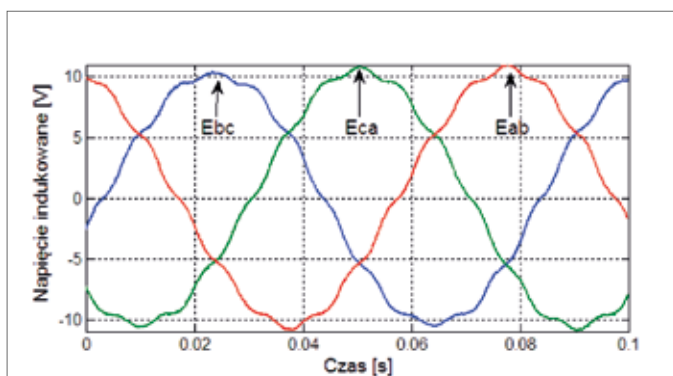
tudy momentu zaczepowego. Zamieszczono wnioski dotyczące wpływu liczby segmentów na redukcję amplitudy momentu zaczepowego.



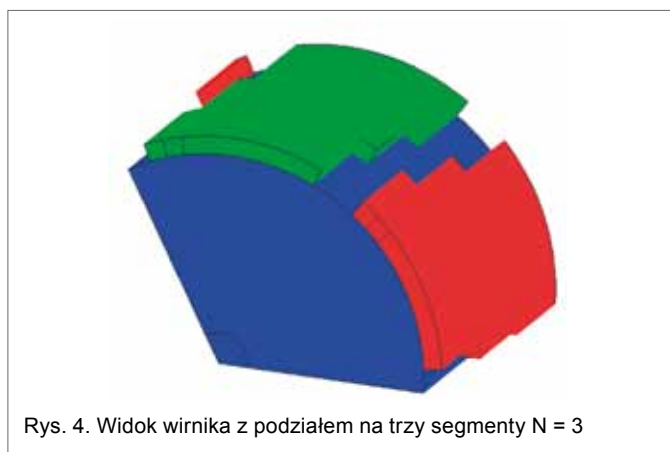
Rys. 1. Kompletny model złozeniowy 3D badanego silnika BLDC



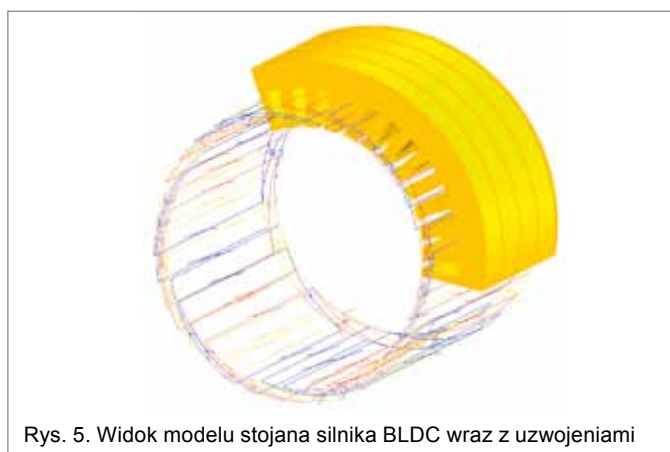
Rys. 2. Charakterystyka momentu elektromagnetycznego wyznaczonego w warunkach laboratoryjnych, przy prądzie $I = 10$ A



Rys. 3. Przebiegi napięć indukowanych badanego silnika przy prędkości 236 obr/min



Rys. 4. Widok wirnika z podziałem na trzy segmenty $N = 3$



Rys. 5. Widok modelu stojana silnika BLDC wraz z uzwojeniami

2. Model fizyczny silnika

Jako obiekt badań posłużył prototypowy silnik z magnesami trwałymi montowanymi na powierzchni rdzenia wirnika. Silnik ten zbudowany jest na bazie seryjnie produkowanego silnika indukcyjnego o wzniosie wału 80 mm. Kompletny model złożeniowy 3D badanego silnika pokazany został na rys. 1.

W silniku zastosowano trzy pary magnesów neodymowych (NdFeB) o wartości indukcji pozostałości 1,21 T, o grubości 3 mm i rozpiętości kątowej 47°. Obwód magnetyczny stojana stanowi oryginalny pakiet z silnika indukcyjnego o 36 zębów. W stosunku do silnika indukcyjnego zostały zmienione nie tylko dane nawojowe, ale również rodzaj uzwojenia. W danym przypadku zostało zastosowane uzwojenie dwuwarstwowe o przekroju drutu nawojowego dostosowanym do zasilania niskonapięciowego ($U_{dc} = 45$ V).

Prototypowa konstrukcja, która nie była optymalizowana pod kątem redukcji momentu zaczepowego, posiada dość dużą jego wartość maksymalną, wynoszącą $T_{zmax} = 0,67$ Nm.

Na rys. 2 pokazano charakterystykę momentu elektromagnetycznego T_e wyznaczonego w warunkach laboratoryjnych, przy prądzie $I = 10$ A i zasilaniu dwóch faz silnika.

Jak widać na rys. 2, moment zaczepowy ma w danym przypadku dość istotny wpływ na kształt wytwarzanego momentu elektromagnetycznego. Wyznaczona stała momentowa silnika wynosi $k_T = 0,4$ Nm/A.

Na rys. 3 pokazano przebiegi napięć indukowanych zarejestrowanych przy prędkości 236 obr/min.

Stała napięciowa silnika k_V wyznaczona z pomiarów wynosi 41 V/1000 obr/min.

3. Model numeryczny

W programie Flux 3D zbudowano modele symulacyjne silnika. Wykorzystując okresowość konstrukcji, ograniczono model do 1/3 jego pełnego rozmiaru. Dla każdego podziału segmentów magnesów zbudowano oddzielne modele silników. Na rys. 4 pokazano model wirnika dla podziału magnesów na trzy segmenty $N = 3$ z kątem przesunięcia równym $\alpha = 10^\circ$.

Widok stojana silnika wraz z uzwojeniami z uwzględnieniem połączeń czołowych pokazano na rys. 5.

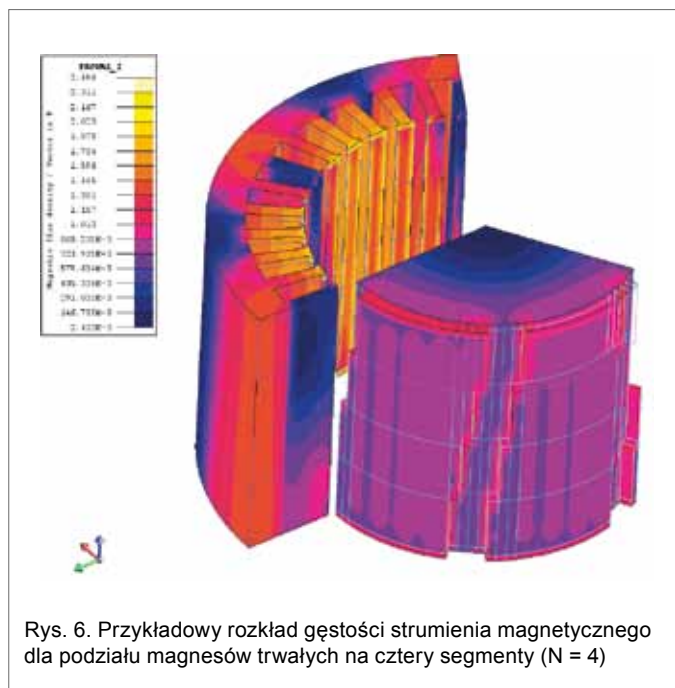
4. Wyniki obliczeń numerycznych

Dla każdego przypadku podziału segmentów dokonywano zmiany kąta przesunięcia segmentów α w zakresie od 0° do 10° z odpowiednim skokiem. Kąt przesunięcia segmentów α w przypadku podziału na trzy ($N = 3$) i cztery ($N = 4$) określano jako kąt przesunięcia pomiędzy pierwszym i ostatnim segmentem. Segmenty pośrednie były przesuwane odpowiednio o kąty wynikające z liczby segmentów ($\alpha_N = \alpha / (N-1)$).

Dla każdego podziału segmentów magnesów wykonywano obliczenia dla trzech przypadków:

- przy braku wymuszenia prądowego ($I = 0$) dla wyznaczenia momentu zaczepowego T_z ;
- przy zasilaniu dwóch pasm prądem $I = 10$ A dla wyznaczenia momentu elektromagnetycznego T_e ;
- z dołączonym obwodem zewnętrznym połączonym w gwiazdę do wyznaczania napięć indukowanych.

Wszystkie obliczenia wykonywano w oparciu o analizę typu Transient. Obliczania momentu zaczepowego i elektroma-



Rys. 6. Przykładowy rozkład gęstości strumienia magnetycznego dla podziału magnesów trwałych na cztery segmenty ($N = 4$)

gnetycznego wykonywano przy prędkości $n = 1/6$ obr/min, natomiast napięcia indukowane wyznaczono przy prędkości $n = 1000$ obr/min. W przypadku momentu zaczepowego położenie wirnika θ zmieniano co $0,25^\circ$, natomiast w pozostałych przypadkach co 1° . Zagęszczenie kroku obliczeń w przypadku wyznaczania momentu zaczepowego jest podyktowane jego dużą wrażliwością na analizowane zmiany geometrii magnesów trwałych.

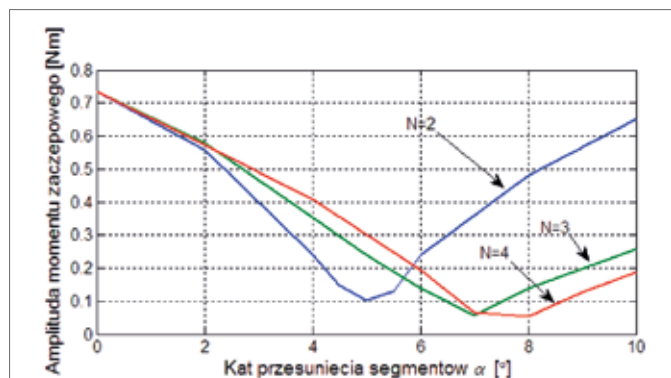
Rozkład gęstości strumienia dla podziału magnesów trwałych na cztery segmenty ($N = 4$), z kątem przesunięcia $\alpha = 10^\circ$ oraz przy kącie położenia wirnika $\alpha = 120^\circ$ pokazany został na rys. 6.

4.1. Moment zaczepowy

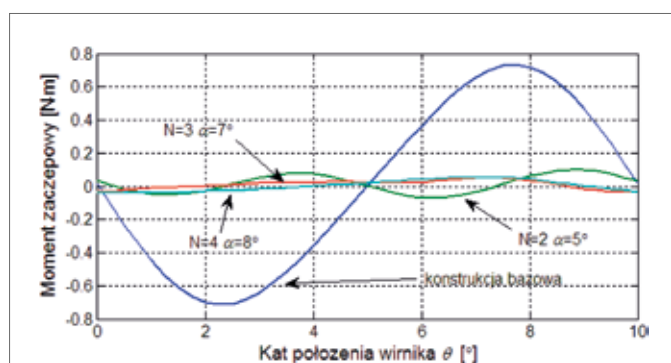
Na rys. 7 pokazano zależność wartości maksymalnej momentu zaczepowego T_{zmax} w funkcji kąta przesunięcia α segmentów magnesów trwałych.

Analizując pokazane zależności, na rys. 7 widzimy, że dla każdej liczby segmentów istnieje pewien optymalny kąt przesunięcia α , przy którym występuje minimalna amplituda momentu zaczepowego T_{zmax} . Wraz ze wzrostem liczby segmentów wartość tego kąta ulega zwiększeniu. W przypadku podziału magnesów na dwa segmenty ($N = 2$) optymalny kąt przesunięcia segmentów wynosi $\alpha = 5^\circ$. Dla podziału na trzy segmenty ($N = 3$) wartość optymalnego kąta wzrasta do $\alpha = 7^\circ$. Przy podziale na cztery segmenty optymalny kąt przesunięcia segmentów wynosi $\alpha = 8^\circ$. Różnice pomiędzy podziałem na trzy i cztery segmenty są zbyt duże. Przy podziale na cztery segmenty redukcja amplitudy momentu zaczepowego ($T_{zmax} = 0,0531$ Nm) w stosunku do podziału na trzy segmenty ($T_{zmax} = 0,0564$ Nm) jest w analizowanym przypadku mało znacząca.

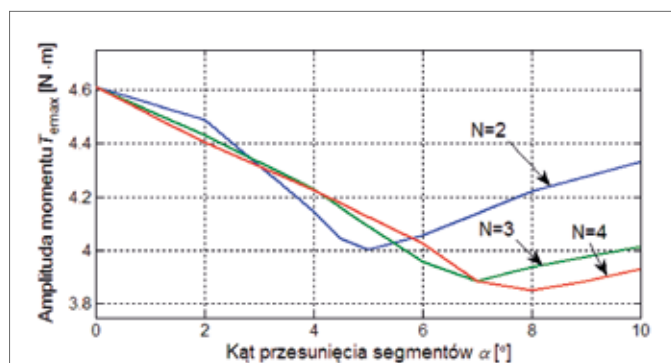
Wybrane charakterystyki momentu zaczepowego w funkcji kąta obrotu wirnika pokazano na rys. 8. Zamieszczono wykresy momentu zaczepowego oryginalnego silnika oraz dla analizowanej liczby segmentów magnesów trwałych, przy kątach zapewniających maksymalne zmniejszenie amplitudy momentu zaczepowego.



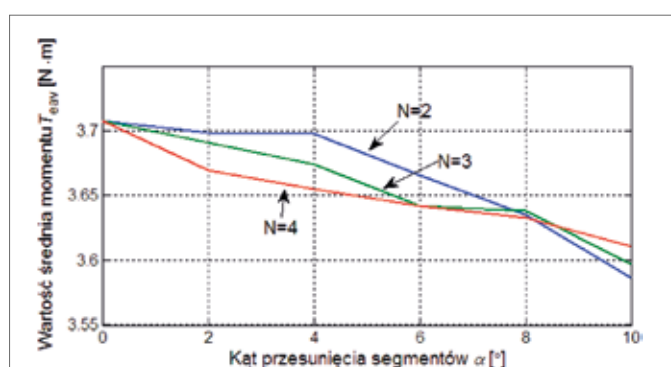
Rys. 7. Zależność wartości maksymalnej momentu zaczepowego w funkcji kąta przesunięcia segmentów magnesów trwałych – α



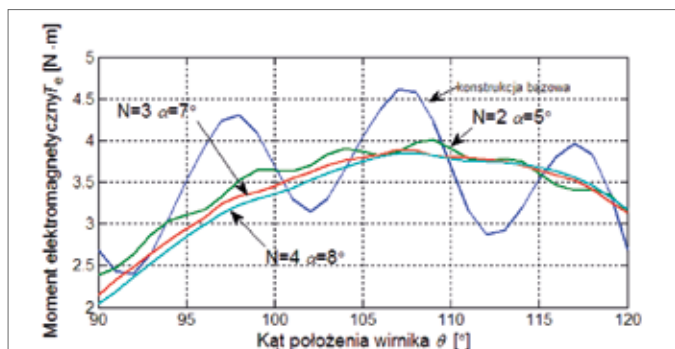
Rys. 8. Zależność momentu zaczepowego w funkcji kąta obrotu wirnika θ , dla analizowanych przypadków podziału magnesów na segmenty



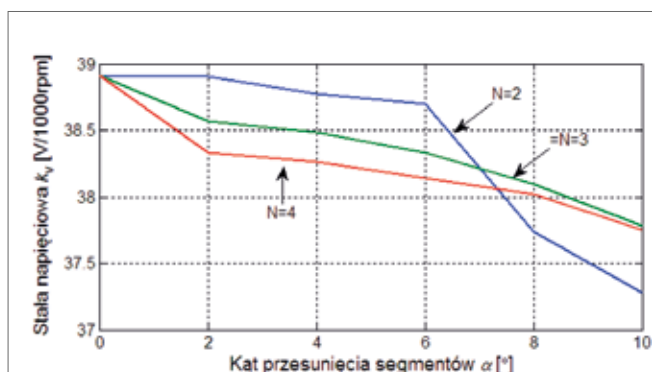
Rys. 9. Zależność wartości maksymalnej momentu elektromagnetycznego w funkcji kąta przesunięcia segmentów magnesów – α



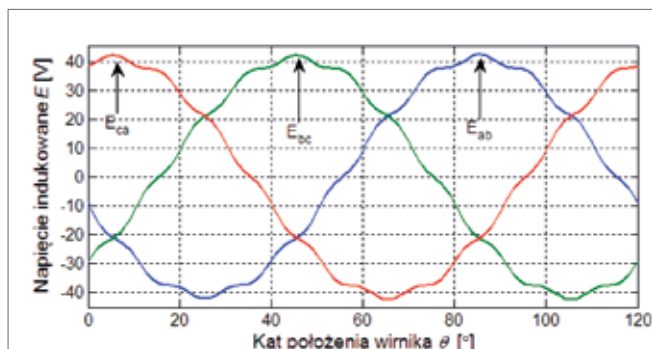
Rys. 10. Zależność wartości średniej momentu elektromagnetycznego w funkcji kąta przesunięcia segmentów magnesów trwałych – α



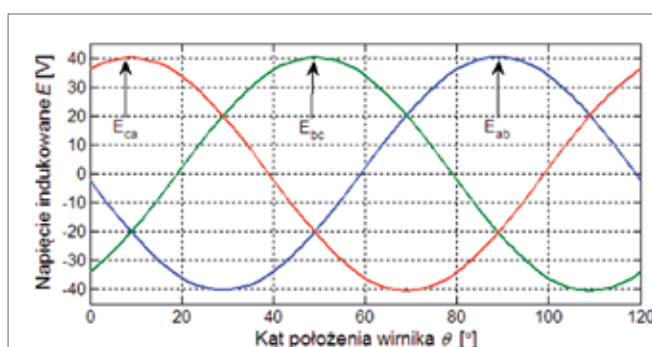
Rys. 11. Zależność momentu elektromagnetycznego w funkcji kąta obrotu wirnika θ , dla konstrukcji bazowej oraz optymalnych kątów przesunięć magnesów trwałych



Rys. 12. Zależność stałej napięciowej silnika w funkcji kąta przesunięcia segmentów – α



Rys. 13. Zależność napięć indukowanych dla konstrukcji bazowej silnika w funkcji kąta położenia wirnika θ przy prędkości $n = 1000$ obr/min



Rys. 14. Zależność napięć indukowanych dla podziału magnesów o trzy segmenty $N = 3$ oraz na kącie przesunięcia segmentów – $\alpha = 7^\circ$ w funkcji kąta położenia wirnika θ przy prędkości $n = 1000$ obr/min

Odpowiedni dobór kąta przesunięcia segmentów α już dla podziału na dwa segmenty pozwala znacząco ograniczyć amplitudę momentu zaczepowego. Przy podziale na trzy segmenty nastąpiła dalsza redukcja amplitudy momentu zaczepowego.

4.2. Moment elektromagnetyczny

Amplitudę momentu elektromagnetycznego T_{emax} w funkcji kąta przesunięcia θ segmentów magnesów trwałych pokazano na rys. 9.

Redukcja amplitudy momentu zaczepowego powoduje jednocześnie zmniejszanie wartości maksymalnej momentu elektromagnetycznego, co jest zjawiskiem pożytecznym. Minima przebiegów z rys. 9 pokrywają się z minimami z rys. 7 dla tych samych ilości segmentów.

Dla każdego przypadku obliczano wartość średnią wytwarzanego momentu elektromagnetycznego T_{eav} . Na rys. 10 pokazano zależność wartości średniej momentu elektromagnetycznego T_{eav} w funkcji kąta przesunięcia α segmentów magnesów dla poszczególnych podziałów.

Wzrost kąta przesunięcia segmentów α niezależnie od liczby segmentów powoduje zmniejszanie wartości średniej wytwarzanego momentu elektromagnetycznego, zmniejszając tym samym stałą momentową silnika k_T . Dla optymalnych wartości kąta α z punktu widzenia redukcji wartości maksymalnej momentu zaczepowego T_{zmax} spadek wartości średniej momentu wynosi od ok. 1% ($N = 2$) do 2% ($N = 4$).

Na rys. 11 pokazano zależność momentu elektromagnetycznego T_e w funkcji kąta obrotu wirnika dla konstrukcji bazowej oraz kątów przesunięcia segmentów magnesów zapewniających maksymalną redukcję momentu zaczepowego dla analizowanych podziałów.

Przy optymalnych kątach przesunięcia segmentów magnesów trwałych przebieg momentu elektromagnetycznego jest znacznie bardziej wygładzony.

4.3. Napięcia indukowane

Dla każdego przypadku podziału wyznaczono przebiegi międzyprzewodowych napięć indukowanych. Na podstawie obliczeń wyznaczano wartość stałej napięciowej silnika k_v . Na rys. 12 pokazano zależność stałej napięciowej silnika k_v w funkcji kąta przesunięcia segmentów magnesów.

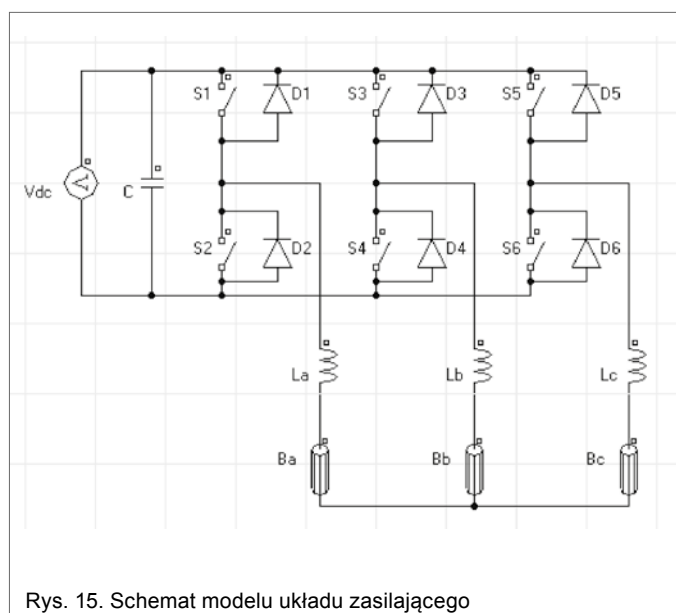
Wraz ze wzrostem kąta przesunięcia segmentów magnesów ulega zmniejszeniu stała napięciowa silnika k_v . Dla optymalnych kątów przesunięcia segmentów najmniejsze zmniejszenie stałej napięciowej (0,6%) wystąpiło dla podziału na dwa segmenty ($N = 2$). Natomiast maksymalne zmniejszenie stałej (ok. 2,3%) zanotowano przy podziale magnesów trwałych na cztery segmenty ($N = 4$).

Na rys. 13 pokazano zależności napięć indukowanych dla konstrukcji bazowej oraz na rys. 14 dla przypadku podziału na trzy segmenty ($N = 3$) i kącie przesunięcia $\alpha = 7^\circ$ w funkcji kąta położenia wirnika θ wyznaczone przy prędkości $n = 1000$ obr/min.

reklama

Tabela 1. Współczynnik tętnień momentu elektromagnetycznego ε dla poszczególnych podziałów magnesów

Kąt α [°]	ε [%] N = 2	ε [%] N = 3	ε [%] N = 4
0 (Prototyp)	47,9	47,9	47,9
2	40,5	40	39,7
4	22,7	28,8	30
5	17,3	—	—
6	20,3	17,1	18,9
7	—	16,3	—
8	33,1	17,8	15,1
10	42,7	23,6	18,8



Rys. 15. Schemat modelu układu zasilającego

4.4. Tętnienia momentu elektromagnetycznego

W celu określenia tętnień momentu elektromagnetycznego zdefiniowano procentowy współczynnik tętnień wg zależności:

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

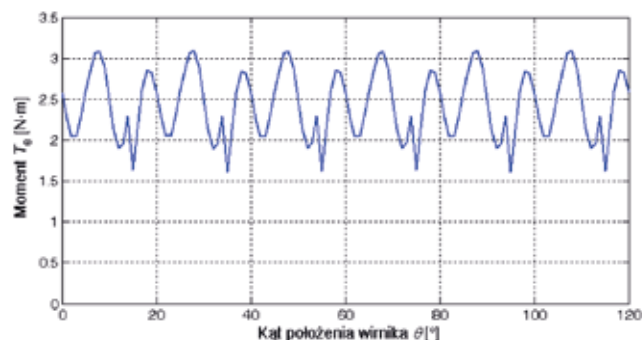
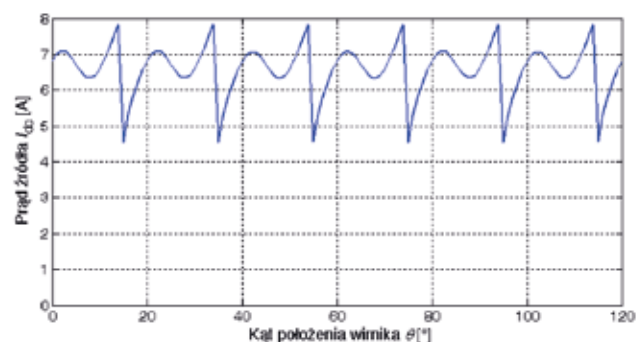
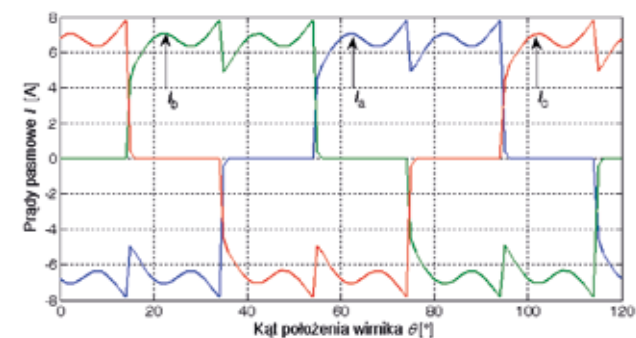
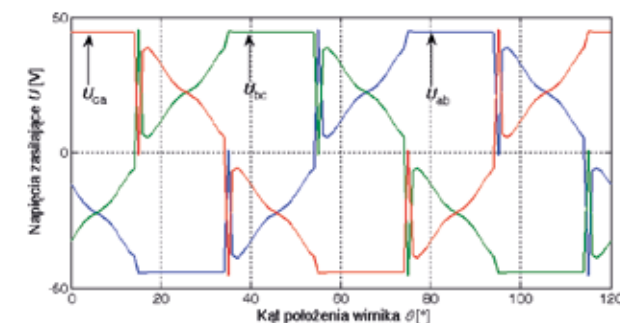
gdzie: $T_{e\max}$, $T_{e\min}$, T_{eav} – oznaczają wartość maksymalną, minimalną i średnią momentu elektromagnetycznego.

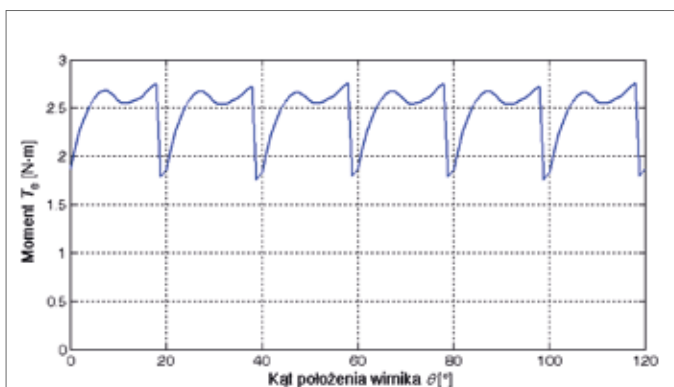
W tabeli 1 zamieszczono obliczone współczynniki tętnień momentu dla poszczególnych podziałów magnesów.

5. Przebiegi prądów, napięć i momentu elektromagnetycznego

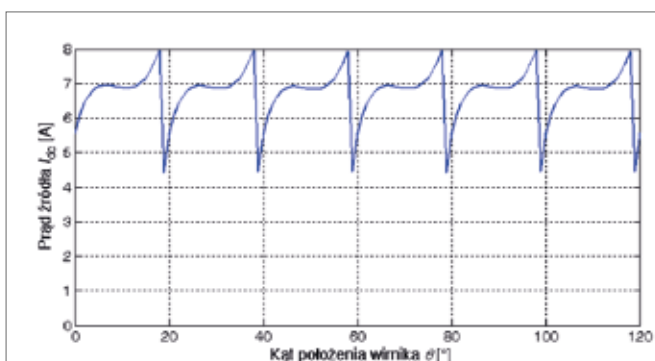
Do wyznaczenia przebiegów czasowych prądów poszczególnych pasm zamodelowano typowy układ zasilający stosowany w silnikach BLDC, którego schemat przedstawiono na rys. 15.

Omawiany model pozwala także na analizę wpływu parametrów silnika na wypadkowe przebiegi napięć, prądów i momentu, a także wyjściowych charakterystyk regulacyjnych silnika.

Rys. 16. Moment elektromagnetyczny T_e w funkcji kąta obrotu wirnika θ dla konstrukcji bazowejRys. 17. Prąd źródła zasilającego w funkcji kąta obrotu wirnika θ dla konstrukcji bazowejRys. 18. Prądy pasm w funkcji kąta obrotu wirnika θ dla konstrukcji bazowejRys. 19. Napięcia międzyprzewodowe w funkcji kąta obrotu wirnika θ dla konstrukcji bazowej



Rys. 20. Moment elektromagnetyczny T_e w funkcji kąta obrotu wirnika θ , dla $N = 4$ oraz $\alpha = 8^\circ$



Rys. 21. Prąd źródła zasilającego w funkcji kąta obrotu wirnika θ dla $N = 4$ oraz $\alpha = 8^\circ$

Dla wybranych przypadków segmentacji magnesów trwałych wyznaczono przebiegi prądów, napięć i momentu elektromagnetycznego badanego silnika BLDC przy założeniu stałej prędkości obrotowej $n = 1000$ obr/min oraz znamionowej wartości napięcia zasilającego $U_N = 45$ V.

5.1. Konstrukcja bazowa

Na rys. 16 przedstawiono zależność momentu elektromagnetycznego T_e w funkcji kąta obrotu wirnika, zaś na rys. 17 zależność prądu źródła zasilającego silnika I_{dc} od kąta obrotu dla konstrukcji bazowej.

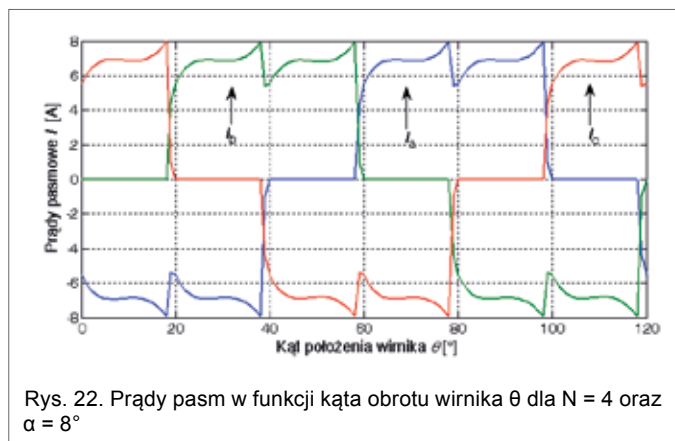
Na rys. 18 oraz 19 przedstawiono odpowiednio prądy poszczególnych pasm i_a, i_b, i_c (rys. 18) oraz napięcia międzypasmowe U_{ca}, U_{bc}, U_{ab} (rys. 19) w funkcji kąta położenia wirnika θ za jeden okres elektryczny.

5.2. Podział na cztery segmenty

Na rys. 20 przedstawiono zależność momentu elektromagnetycznego T_e w funkcji kąta obrotu wirnika, zaś na rys. 21 zależność prądu źródła zasilającego silnika I_{dc} od kąta obrotu w przypadku podziału na cztery segmenty oraz kąta przesunięcia $\alpha = 8^\circ$.

Na rys. 22 oraz 23 przedstawiono odpowiednio prądy poszczególnych pasm i_a, i_b, i_c (rys. 22) oraz napięcia międzypasmowe U_{ca}, U_{bc}, U_{ab} (rys. 23) w funkcji kąta położenia wirnika θ za jeden okres elektryczny oraz podziału na cztery segmenty i o kącie przesunięcia $\alpha = 8^\circ$.

Analizując przebiegi uzyskane dla konstrukcji bazowej i jednego z przypadków segmentacji, możemy stwierdzić, że seg-



Rys. 22. Prądy pasmowe I [A] w funkcji kąta obrotu wirnika θ dla $N = 4$ oraz $\alpha = 8^\circ$



Rys. 23. Napięcia zasilające U [V] w funkcji kąta obrotu wirnika θ dla $N = 4$ oraz $\alpha = 8^\circ$

mentacja magnesów z ich odpowiednim kątem przesunięcia wpływa na ograniczenie redukcji tętnień momentu elektromagnetycznego, potwierdzając wcześniejsze wyniki obliczeń. Uzyskana wartość średnia momentu elektromagnetycznego T_{eav} dla przebiegu pokazanego na rys. 20 jest nieznacznie większa niż dla konstrukcji bazowej (rys. 16). Potwierdza to przesunięcie punktu pracy maszyny spowodowane nieznacznym zmniejszeniem stałej napięciowej oraz momentowej silnika jako negatywnego efektu wprowadzonej segmentacji magnesów z ich jednoczesnym przesunięciem.

6. Wnioski

Wielkość kąta przesunięcia segmentów magnesów stałych ma szczególnie duży wpływ na amplitudę momentu zaczepowego. Dla każdego podziału dla danej konstrukcji istnieje pewna optymalna wartość kąta przesunięcia segmentów, która zapewnia znaczącą redukcję amplitudy momentu zaczepowego. Wzrost liczby segmentów powoduje, że wartość kąta przesunięcia segmentów zwiększa się. Przekroczenie wartości optymalnej kąta przesunięcia segmentów powoduje ponowny wzrost amplitudy momentu zaczepowego. Wzrost liczby segmentów nie powoduje znaczącego ograniczenia amplitudy momentu zaczepowego. Różnice pomiędzy podziałem na trzy ($N = 3$) i cztery ($N = 4$) segmenty są stosunkowo niewielkie.

Niezależnie od liczby segmentów wzrost kąta α ich przesunięcia wpływa na dwie najistotniejsze stałe silnika: momentową k_T i napięciową k_v . Wzrost kąta przesunięcia α powoduje zmniejszanie się tych stałych. Zmniejszenie stałej momentowej będzie skutkowało wytwarzaniem mniejszej wartości momentu

elektromagnetycznego, a co za tym idzie, spadkiem sprawności silnika. Mniejsza stała napięciowa będzie zmieniała punkt pracy silnika, powodując wzrost jego prędkości obrotowej. Należy jednak nadmienić, że dla optymalnych wartości kątów przesunięcia segmentów, z uwagi na nieznaczną wartość momentu zaczepowego, przebiegi momentu elektromagnetycznego czy też napięć indukowanych są znacznie bardziej wygładzone. Będzie to miało korzystny wpływ na kształt wytwarzanego momentu elektromagnetycznego w trakcie pracy silnika w szerokim zakresie zmian jego prędkości obrotowej czy też zmiany momentu obciążenia.

Zastosowanie magnesów segmentowych wraz z odpowiednim kątem ich przesunięcia jest bardzo skuteczną metodą redukcji wartości maksymalnej momentu zaczepowego. Znaczemu ograniczeniu ulegają tętnienia momentu elektromagnetycznego. Jednocześnie zastosowanie segmentacji magnesów z odpowiednim ich przesunięciem ma niewielki wpływ na istotne parametry silnika, które ulegają nieznacznemu pogorszeniu. Obliczenia wskazują, że stosowanie podziału na więcej niż trzy segmenty nie przynosi już praktycznie żadnych korzyści.

6. Literatura

- [1] MOHAMMAD S., SAYEED M., TOMY S.: *Issues in reducing the cogging torque of mass-produced permanent-magnet brushless DC motor*. IEEE Transactions on Applications, Vol. 40, No. 3, May/June 2004, pp. 813–820.
- [2] SEOK-MYEONG J., HAN-WOOK C., DAE-JOON Y.: *Cogging torque minimization in permanent magnet brushless DC motors for high-speed application*. KIEE International Transactions on Electrical Machinery and Energy Conversion Systems, Vol. 5-B, No. 2, 2005, pp. 146–153.
- [3] ZHU Z.Q., HOWE D.: *Influence of design parameters on cogging torque in permanent magnet machines*. IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 15, No. 4, December 2000, pp. 407–412.
- [4] GAJEWSKI M.: *Porównanie parametrów silników bezszczotkowych z magnesami trwałymi o prostych i o skośnych żłobkach*. Proceedings of XLI International Symposium on Electrical Machines, SME'2005, 14–17 June, Jarnołtówkę 2005, s. 181–186.
- [5] Mrozek A.: *Wpływ pseudoskośu biegunów wirnika i skośu żłobków stojana na pulsacje momentu i SEM w bezszczotkowych silnikach z magnesami trwałymi*. Politechnika Śląska, „Zeszyty Problemowe – Maszyny Elektryczne” nr 69/2004, s. 29–34.
- [6] WANG J.P., LIEU D.K.: *A fast lumped parameter model for magnet skew in a motor*. IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 35, No. 5, September 1999, pp. 3709–3711.
- [7] MŁOT A.: *Konstrukcyjne metody ograniczania pulsacji momentu elektromagnetycznego w bezszczotkowym silniku prądu stałego z magnesami trwałymi*. Praca doktorska, Politechnika Opolska, Opole 2007.

Praca wykonana w ramach projektu badawczego R10 0026 06

dr inż. Mariusz Korkosz – Politechnika Rzeszowska, Rzeszów,
e-mail: mkosz@prz.edu.pl;
prof. dr hab. inż. Marian Łukaniszyn, dr inż. Adrian Młot –
Politechnika Opolska, Opole, e-mail: m.lukaniszyn@po.opole.pl;
a.mlot@po.opole.pl