

Piotr Bogusz, Mariusz Korkosz, Jan Prokop, Piotr Wygonik
Politechnika Rzeszowska

PROJEKT I ANALIZA WŁAŚCIWOŚCI BEZSZCZOTKOWEGO SILNIKA ELEKTRYCZNEGO DO NAPĘDU HYBRYDOWEGO BEZZAŁOGOWEGO STATKU POWIETRZNEGO

DESIGN AND ANALYSIS OF BRUSHLESS ELECTRICAL MOTOR PROPERTIES TO DRIVE A HYBRID UNMANNED AERIAL VEHICLE

Streszczenie: W publikacji przedstawiono analizę rozwiązania konstrukcyjnego maszyny BLDC przeznaczonej do napędu hybrydowego bezzałogowego statku powietrznego. Projektowana maszyna elektryczna powinna spełniać kilka funkcji tj. rozrusznika, generatora, silnika. Minimalizacja masy silnika elektrycznego wymusza zastosowanie konstrukcji z wirnikiem zewnętrznym. Stosunkowo niska wartość napięcia zasilającego wymaga stosowania połączeń równoległych w obrębie jednego pasma. Przy doborze rozpiętości kątowej magnesów trwałych analizowano nie tylko wpływ na wytwarzany moment zaczepowy, moment elektromagnetyczny, napięcie indukowane, ale również na prądy wyrównawcze wynikające z zastosowanej konfiguracji uzwojeń stojana. Wyznaczono przebiegi czasowe prądów, napięć oraz momentu elektromagnetycznego dla wybranego punktu pracy silnika. Zamieszczono wnioski dotyczące analizowanej konstrukcji.

Abstract: In the paper an analysis of brushless DC motor designated to drive of hybrid unmanned aerial vehicle was presented. Designed electric motor should fulfil several functions i.e. starter, generator or motor. Minimization of motor weight force using the motor construction with outer rotor. Relatively low supply voltage values require using parallel connections within a single phase. With the selection of angular permanent magnets span not only the influence on cogging torque, electromagnetic torque, induced voltage as well the influence on equalizing currents resulted from used stator winding configuration were analyzed. Waveforms of currents, voltages and electromagnetic torque for chosen motor working point were determined. Conclusions for the analyzed motor construction were placed.

Słowa kluczowe: silnik BLDC, napęd hybrydowy, bezzałogowy statek powietrzny

Keywords: BLDC motor, turn-on angle, hybrid drive, unmanned aerial vehicle

1. Wstęp

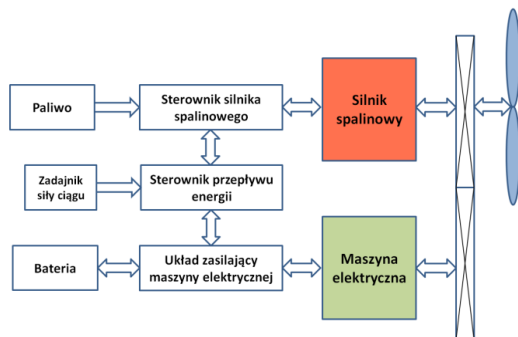
Napędy hybrydowe są coraz częściej stosowane w motoryzacji [1]. Większość liczących się producentów oferuje wybrane modele samochodów wyposażonych w napęd hybrydowy. Przemysł lotniczy również powoli otwiera się na alternatywne rozwiązania układu napędowego. Prowadzone prace dotyczą jednak głównie bardzo małych lub małych bezzałogowych obiektów latających [2-3]. Bezzałogowe obiekty latające w zależności od przeznaczenia mogą pełnić np. rolę patrolową. W dotychczas stosowanych napędach takich obiektów najczęściej stosuje się silniki spalinowe. Główną zaletą takiego rozwiązania jest długi czas przebywania w powietrzu, ale jest to napęd głośny. Znacznie rzadziej stosowany jest typowy napęd z silnikiem elektrycznym z uwagi na bardzo ograniczony czas pracy w powietrzu. Napęd hybrydowy stanowi próbę połączenia walorów napędu z silnikiem spali-

nowym oraz typowego napędu z silnikiem elektrycznym.

W pracy zaprezentowano konstrukcję bezszczotkowego silnika prądu stałego z magnesami trwałymi przeznaczonego do napędu hybrydowego bezzałogowego statku powietrznego. Projektowana konstrukcja ma pełnić rolę rozrusznika, silnika oraz generatora. Dokonano analizy wpływu rozpiętości kątowej zastosowanych magnesów trwałych na wytwarzaną wartość maksymalną momentu zaczepowego, momentu elektromagnetycznego, napięcie indukowane oraz prądy wyrównawcze. Wyznaczono przebiegi czasowe prądów, napięć oraz momentu elektromagnetycznego w wymaganym punkcie pracy silnikowej oraz przy pracy generatorowej. Zamieszczono wnioski dotyczące przydatności analizowanej konstrukcji do projektowanego napędu hybrydowego.

2. Koncepcja projektowanego napędu hybrydowego bezzałogowego statku powietrznego

W pracy [4] zamieszczono wyniki badań laboratoryjnych koncepcji szeregowego napędu hybrydowego przeznaczonego do małego bezzałogowego statku powietrznego. Uzyskana sprawność ogólna części elektrycznej nie przekraczała 77% (generator + silnik). Szacowana sprawność całkowita całego szeregowego napędu hybrydowego nie przekraczała 15% z uwagi na niską sprawność zastosowanego silnika spalinowego. W koncepcji szeregowego napędu hybrydowego kontrola jego pracy jest względnie prosta, ale problemem może być tzw. praca cicha (wyłączony silnik spalinowy). Taka praca jest możliwa w koncepcji równoległego napędu hybrydowego. Na rysunku 1 pokazano schematycznie koncepcję równoległego napędu hybrydowego przeznaczonego do napędu małego bezzałogowego statku powietrznego.



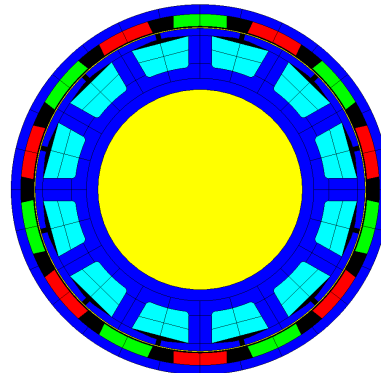
Rys.1. Koncepcja równoległego napędu hybrydowego

Dla projektowanego silnika elektrycznego do napędu hybrydowego postawiono następujące wymagania:

- napięcie zasilające – 52V,
- wymagana moc na wale silnika przy prędkości przelotowej samolotu dla pracy samodzielnej – 3500 W,
- prędkość maksymalna w trybie pracy hybrydowej – 8000 obr/min,
- moment rozruchowy – 8 Nm,
- Maksymalna średnica zewnętrzna silnika – 105mm.

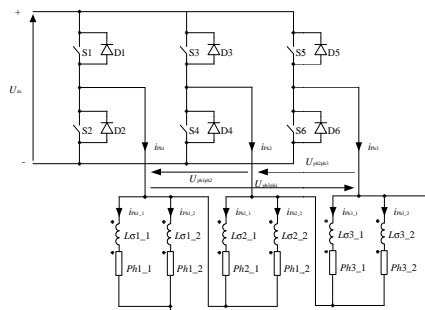
3. Bezszcotkowy silnik prądu stałego z magnesami trwałymi przeznaczony do napędu hybrydowego

W pracach [5-6] zamieszczono wyniki badań symulacyjnych i laboratoryjnych silnika BLDC przeznaczonego do napędu hybrydowego małego bezzałogowego samolotu latającego o wymaganej mocy 1600W. Zaprojektowany i wykonany silnik BLDC spełnił postawione wymagania napędu hybrydowego w odniesieniu do mocy, prędkości i sprawności ogólnej. Przy opracowywaniu konstrukcji silnika przeznaczonego do napędu hybrydowego znacznie większego bezzałogowego samolotu wykorzystano wcześniej realizowaną koncepcję silnika BLDC 12/14 z wirnikiem zewnętrznym. Konstrukcję silnika BLDC 12/14 pokazano na rysunku 2.



Rys.2. Konstrukcja projektowanego silnika BLDC 12/14

W silniku przewidziano zastosowanie magnesów trwałych klasy N42SH o kształcie pokazanym na rysunku 2. W pracy [7] analizowano wpływ konfiguracji uzwojenia silnika BLDC na jego właściwości. W przypadku małych silników BLDC z uzwojeniami skupionymi zastosowanie połączenia w trójkąt pozwala uzyskać około 20% większy moment na wale silnika. Z tego też powodu w projektowanej konstrukcji zaproponowano zastosowanie uzwojeń skupionych stojana połączonych w trójkąt. Z uwagi na relatywnie niską wartość napięcia zasilającego (52V) koniecznym jest również wprowadzenie połączeń równoległych w każdym paśmie silnika (dwie gałęzie równoległe). Schematyczny układ uzwojenia projektowanego silnika z układem zasilającym pokazano na rysunku 3.



Rys.3. Schemat elektryczny projektowanego silnika BLDC

4. Model matematyczny silnika BLDC

Dla trójfazowego silnika BLDC w którym każde pasmo stojana składa się z dwóch gałęzi równoległych, a pasma są połączone w trójkąt (rys.1) opracowano model matematyczny obwodowy, tzw. strumieniowy. Zależności strumieni od kąta obrotu wirnika i prądu gałęzi pasma wyznaczano metodami polowymi 2D, a następnie zbiór tych zależności wykorzystywano w modelu obwodowym.

Równanie napięciowo-prądowe, równanie momentów oraz wyrażenie na moment elektromagnetyczny T_e modelu obwodowego silnika BLDC z pasmami stojana o dwóch gałęziach równoległych (A oraz B) można zapisać w postaci:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{u}^A \\ \mathbf{u}^B \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{R}^A & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{R}^B \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}^A \\ \mathbf{i}^B \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \left\{ \begin{bmatrix} \boldsymbol{\Psi}^A(\theta, \mathbf{i}^A, \mathbf{i}^B, i^{PM}) \\ \boldsymbol{\Psi}^B(\theta, \mathbf{i}^A, \mathbf{i}^B, i^{PM}) \end{bmatrix} \right\} \quad (1)$$

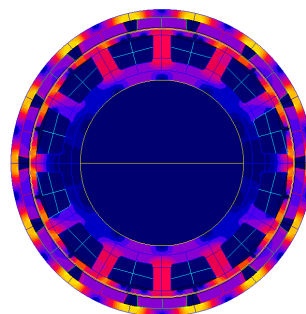
$$J \frac{d\omega}{dt} + D\omega + T_L = T_e(\theta, \mathbf{i}^A, \mathbf{i}^B, i^{PM}) \quad (2)$$

$$T_e(\theta, \mathbf{i}^A, \mathbf{i}^B, i^{PM}) = \frac{\partial W_c^*(\theta, \mathbf{i}^A, \mathbf{i}^B, i^{PM})}{\partial \theta} \quad (3)$$

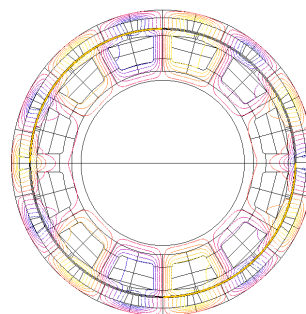
gdzie wektory napięć $\mathbf{u}^A, \mathbf{u}^B$, prądów $\mathbf{i}^A, \mathbf{i}^B$ oraz macierze rezystancji $\mathbf{R}^A, \mathbf{R}^B$ dla obu gałęzi równoległych uzwojeń A i B są zdefiniowane:

$$\begin{aligned} \mathbf{u}^A &= [u_1^A, u_2^A, u_3^A]^T, & \mathbf{u}^B &= [u_1^B, u_2^B, u_3^B]^T, \\ \mathbf{i}^A &= [i_1^A, i_2^A, i_3^A]^T, & \mathbf{i}^B &= [i_1^B, i_2^B, i_3^B]^T, \\ \mathbf{R}^A &= \text{diag}(R_1^A, R_2^A, R_3^A), \\ \mathbf{R}^B &= \text{diag}(R_1^B, R_2^B, R_3^B). \end{aligned}$$

Ponadto w równaniach (1) - (3) zastosowano następujące oznaczenia: $\boldsymbol{\Psi}^A(\theta, \mathbf{i}^A, \mathbf{i}^B, i^{PM})$, $\boldsymbol{\Psi}^B(\theta, \mathbf{i}^A, \mathbf{i}^B, i^{PM})$ – wektory strumieni skojarzonych gałęzi uzwojeń A i B wywołanych prądami uzwojeń i przez magnesy trwałe, θ – kąt położenia wirnika, i^{PM} – zastępczy prąd magnetyzacji magnesów trwałych, $W_c^*(\theta, \mathbf{i}^A, \mathbf{i}^B, i^{PM})$ – całkowita koenergia pola magnetycznego w szczeliny powietrznej, J – moment bezwładności wirnika, D – współczynnik tarcia lepkiego, T_L – moment obciążenia, $\omega = d\theta/dt$ – prędkość kątowa wirnika. Dodatkowo więzy na napięcia i prądy narzuca układ połączeń równoległych uzwojeń pasm silnika w trójkąt. W programie do obliczeń numerycznych metodą elementów skończonych zbudowano sparametryzowaną geometrię projektowanego trójfazowego silnika BLDC. Na rysunkach 4-5 pokazano przykładowy rozkład gęstości strumienia magnetycznego (rys.4) oraz izoliny strumienia magnetycznego (rys.5).



Rys.4. Rozkład gęstości strumienia magnetycznego silnika BLDC



Rys.5. Rozkład izoliny strumienia magnetycznego silnika BLDC

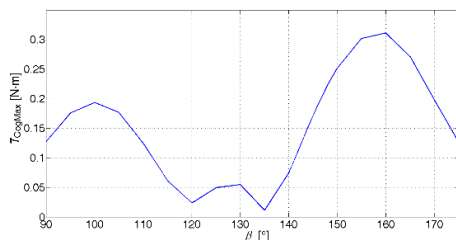
5. Wpływ rozpiętości kątowej biegunów magnesów na właściwości silnika BLDC (4)

Jednym z istotnych parametrów branych pod uwagę w trakcie procesu projektowania silnika

BLDC jest rozpiętość kątowa zastosowanych magnesów trwałych β przy ich określonej grubości. W przypadku projektowanej konstrukcji grubość magnesów $h_{\text{mag}}=3\text{mm}$. Jest to wysokość zapewniająca odporność na odmagnesowanie. Rozpiętość kątowa β magnesów ma wpływ na:

- moment zaczepowy,
- moment elektromagnetyczny,
- napięcie indukowane,
- prąd wyrównawczy (przy połączeniu w trójkąt).

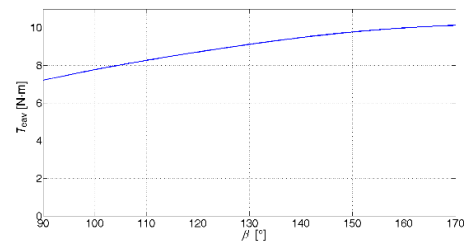
Osiągnięcie wymaganej mocy przy określonej prędkości obrotowej przez silnik, który jednocześnie będzie charakteryzował się wysoką sprawnością przy minimalnych rozmiarach, posiadał pomijalną wartość maksymalną momentu zaczepowego oraz prądu wyrównawczego jest niestety niemożliwe. Z uwagi na konieczność ograniczenia tętnień momentu elektromagnetycznego T_e najistotniejszym kryterium jaki brano pod uwagę w trakcie projektowania geometrii silnika był kształt napięcia indukowanego. Na rysunku 6 pokazano zależność wartości maksymalnej momentu zaczepowego T_{Cogmax} w funkcji kąta rozpiętości magnesów trwałego β .



Rys.6. Zależność wartości maksymalnej momentu zaczepowego od kąta rozpiętości kątowej magnesów

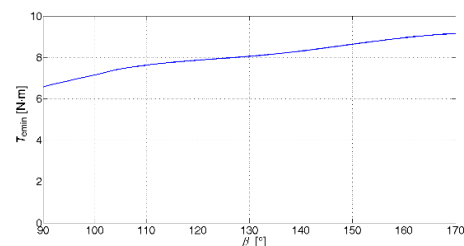
Z punktu widzenia ograniczania wartości maksymalnej momentu zaczepowego wskazany jest dobór rozpiętości kątowej magnesów β z zakresu ($120^\circ \div 140^\circ$).

Moment elektromagnetyczny T_e wyznaczano dla wartości prądu rozruchowego ($I_{\text{ph1}_1}=85\text{A}$) dla różnych wartości rozpiętości kątowej magnesów. Na rysunku 7 pokazano wartość średnią momentu elektromagnetycznego T_{eav} w funkcji kąta rozpiętości magnesów β .



Rys.7. Zależność wartości średniego momentu elektromagnetycznego T_{eav} od kąta rozpiętości kątowej magnesów β

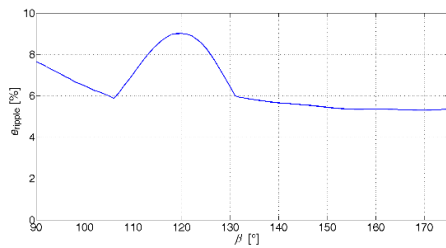
Silnik wytwarza wymaganą wartość średnią momentu już przy rozpiętości kątowej $\beta \geq 105^\circ$. Jednak z punktu widzenia rozruchu istotna jest wartość minimalna wytwarzanego momentu elektro-magnetycznego T_{emin} . Na rysunku 8 pokazano zależność wartości minimalnej momentu elektromagnetycznego T_{emin} w funkcji kąta rozpiętości magnesów β .



Rys.8. Zależność wartości minimalnej momentu elektromagnetycznego T_{emin} od kąta rozpiętości kątowej magnesów β

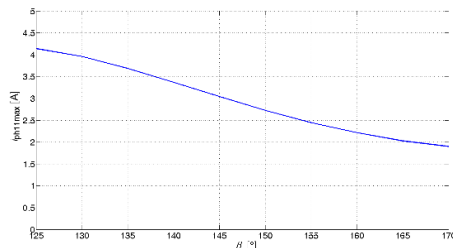
Wartość minimalną momentu elektromagnetycznego T_{emin} przy prądzie $I_{\text{ph1}_1}=85\text{A}$ uzyskuje się jeżeli rozpiętość kątowa magnesów $\beta \geq 128^\circ$.

Przy wyznaczaniu napięcia indukowanego został zastosowany model połowo-obwodowy. Obliczenia wykonywano przy prędkości obrotowej $n=1000$ obr/min. Napięcia indukowane powinny być zbliżone do kształtu trapezoidalnego. Nie zawsze uzyskanie tak pożądanego kształtu napięcia indukowanego jest możliwe. Powstające tętnienia napięcia indukowanego wpływają na kształt płynącego prądu i tym samym na moment elektromagnetyczny. Na rysunku 9 pokazano zależność tętnień napięcia indukowanego w funkcji rozpiętości kątowej magnesów trwałych.



Rys.9. Zależność tętnień napięcia indukowanego e_{ripple} od kąta rozpiętości kątowej magnesu β

Tętnienia napięcia indukowanego e_{ripple} są minimalne poniżej rozpiętości kątowej $\beta \leq 130^\circ$. Zwiększanie rozpiętości kątowej powyżej $\beta > 130^\circ$ powoduje wzrost stałej napięciowej silnika, ale kosztem wzrostu tętnień napięcia indukowanego. Z uwagi na skojarzenie uzwojeń silnika w trójkąt pod wpływem trzeciej harmonicznej napięcia indukowanego popłyne prąd wyrównawczy. Na rysunku 10 pokazano prąd i_{ph1_1} płynący w jednej z gałęzi pasma $Ph1$ (rys.3) w funkcji rozpiętości kątowej magnesu.



Rys.10. Zależność wartości maksymalnej prądu i_{ph1_1max} od kąta rozpiętości kątowej magnesu

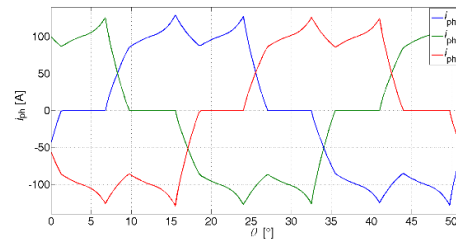
Z punktu widzenia ograniczania wartości prądu wyrównawczego wskazane jest zastosowanie możliwie jak największej rozpiętości kątowej magnesów.

Ostatecznie do dalszych badań przyjęto rozpiętość kątową $\beta = 130^\circ$. Przy tej rozpiętości kątowej uzyskuje się względnie małą wartość momentu zaczepowego (rys.6), wymagany minimalny moment rozruchowy (rys.8) przy małych tętleniach napięcia indukowanego (rys.9), ale kosztem wzrostu wartości prądu wyrównawczego (rys.10).

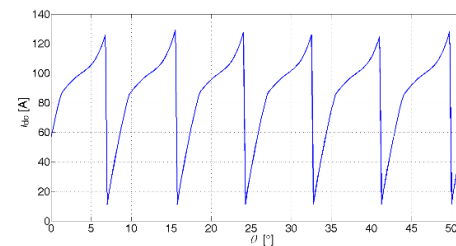
6. Przebiegi prądów, napięć i momentu elektromagnetycznego

Dla pracy silnikowej wyznaczono przebiegi prądów, napięć oraz momentu elektromagnetycznego przy prędkości obrotowej

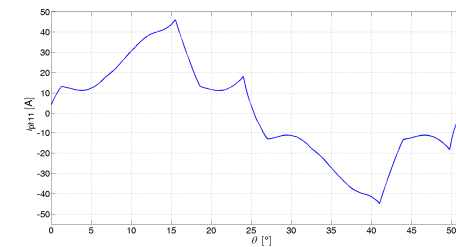
$n = 8000 \text{ obr/min}$ oraz napięciu zasilającym $U_{dc} = 52 \text{ V}$ przy zastosowaniu modelu połowobwodowego. Na rysunkach 11-15 pokazano odpowiednio zależności prądów pasmowych i_{ph} (rys.11), prądu źródła i_{dc} (rys.12), prądu i_{ph1_1} jednej z gałęzi pasma $Ph1$ (rys.13), napięć przewodowych u (rys.14) oraz momentu elektromagnetycznego T_e (rys.15) w funkcji kąta położenia wirnika θ .



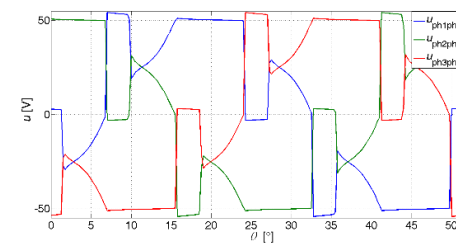
Rys.11. Zależność prądów pasmowych i_{ph} w funkcji kąta położenia wirnika θ



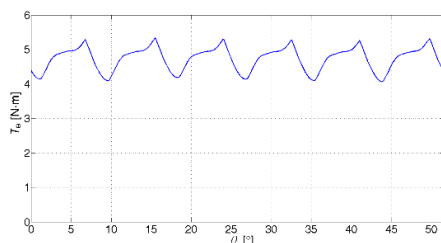
Rys.12. Zależność prądu źródła i_{dc} w funkcji kąta położenia wirnika θ



Rys.13. Zależność prądu i_{ph1_1} jednej z gałęzi pasma $Ph1$ w funkcji kąta położenia wirnika θ



Rys.14. Zależność napięć międzyprzewodowych u w funkcji kąta położenia wirnika θ



Rys.15. Zależność momentu elektromagnetycznego T_e w funkcji kąta położenia wirnika θ

Wytwarzana wartość średnia momentu elektromagnetycznego T_{eav} projektowanego silnika wynosi 4.74 Nm. Po uwzględnieniu strat mechanicznych i strat w żelazie (przy założeniu zastosowania blachy magnetycznej o grubości 0.35 mm) przewidywana moc na wale silnika wynosi 3850 W. Jest to wartość nieznacznie wyższa niż zakładano. Sprawność ogólna silnika wynosi 87.6% i jest niższa niż przewidywano.

7. Wnioski

W pracy przedstawiono wyniki badań trójfazowego bezszczotkowego silnika prądu stałego z magnesami trwałymi przeznaczonego do napędu hybrydowego małego bezzałogowego aparatu latającego. Zaprojektowany silnik BLDC o konstrukcji 12/14 spełnił postawione wymagania projektowe, ale nie uzyskano sprawności samego silnika powyżej 90%. Pewną poprawę sprawności można uzyskać stosując jeszcze materiał magnetyczny w obwodzie stojana o zmniejszonej stratności (np. blachę magnetyczną o grubości 0.1mm). Poprawę sprawności można również uzyskać zwiększając rozpiętość kątową magnesów trwałych, ale kosztem wzrostu tętnień momentu elektromagnetycznego. Dalsze prace będą ukierunkowane na poprawę sprawności ogólnej projektowanego silnika oraz na ograniczenie wartości prądu wymaganego do wytworzenia minimalnego momentu rozruchowego.

8. Literatura

[1]. Ehsani M., Gao Y., Emadi A: Modern Electric, hybrid, and fuel Vehicles. Fundamentals, theory, and

design. CRC Press Taylor&Francis Group, 2010, ISBN: 978-1-4200-5398-2

[2]. Glasscock R. R., Hung J. Y. Gonzalez L.F. and Walker Rodney A: Multimodal hybrid Powerplant for Unmanned Aerial Systems (UAS) Robotics, *Twenty-Fourth Bristol International Unmanned Air Vehicle Systems Conference*, Bristol, United Kingdom, 2009.

[3]. Harmon F. G., Frank A. A. and Chattot J.J. : Conceptual Design and Simulation of a Small Hybrid-Electric Unmanned Aerial Vehicle, *Journal of Aircraft*, vol. 43, pp. 1490-1498, 2006.

[4]. Bogusz P., Korkosz M., Prokop J., Wygonik P.: Badania laboratoryjne napędu hybrydowego bezzałogowego aparatu latającego, *Prace Naukowe Instytutu Maszyn, Napędów i Pomiarów Elektrycznych Politechniki Wrocławskiej*, Nr 66, Studia i Materiały Nr 32, str. 209-214, 2012.

[5]. Bogusz P., Korkosz M., Prokop J., Wygonik P.: A Study on Design Process of BLDC Motor for Aircraft Hybrid Drive, *Proceedings of the 2011 IEEE International Symposium on Industrial Electronics*, pp. 508-513, 2011.

[6]. Bogusz P., Korkosz M., Prokop J., Wygonik P.: Pomiarzy charakterystyk silnika BLDC zaprojektowanego do napędu bezzałogowego aparatu latającego, *Przegląd Elektrotechniczny*, R. 89, NR 2b/2013, pp.135-146, 2013.

[7]. Korkosz M.: Wpływ konfiguracji uzwojeń na parametry silnika BLDC przeznaczanego do napędu bezzałogowego aparatu latającego, *Przegląd Elektrotechniczny*, R. 89, NR 3a/2013, pp.25-28 2013.

Praca wykonana w ramach projektu badawczego "Technologie hybrydowego zespołu napędowego lekkich lub bezzałogowych statków powietrznych" - DZP/INNOLOT-1/2020/2013

Autorzy

dr inż. Piotr Bogusz*, pbogu@prz.edu.pl

dr hab. inż. Mariusz Korkosz*, mkosz@prz.edu.pl

dr hab. inż. Jan Prokop*, jprokop@prz.edu.pl

dr inż. Piotr Wygonik**, piowyg@prz.edu.pl

Politechnika Rzeszowska

*Wydział Elektrotechniki i Informatyki

ul. W. Pola 2, 35-959 Rzeszów

**Wydział Budowy Maszyn i Lotnictwa

ul. Al. Powstańców Warszawy 12, 35-959 Rzeszów