

Krzysztof Krykowski, Janusz Hetmańczyk, Dawid Makiela, Politechnika Śląska, Gliwice
Zbigniew Galuszkiewicz, Megatech, Kalety

OCENA STRAT W WYSOKOOBROTOWYM SILNIKU PM BLDC

EVALUATION OF POWER LOSSES IN HIGH-SPEED PM BLDC MOTOR

Abstract: Different distribution of power losses in high-speed permanent brushless DC motor and the way to reduce the losses were described in the paper. Conducted analyses of the distribution of power losses, based on results of laboratory tests with prototype high-speed permanent brushless DC motor designed in the department of Power Electronics, Electrical Drives and Robotics (KENER) The Silesian's University of Technology, revealed that the mechanical losses in such a motor could be greater than the electrical power losses. Using the results, authors presented recommendations for changes in the motor design leading to reduction of mechanical power losses and increase in motor efficiency.

1. Wprowadzenie

Silnik wysokoobrotowy powinien posiadać:

- możliwie wysoką sprawność oraz korzystny wskaźnik stosunku mocy do masy,
- dużą trwałość (czas pracy),
- niski koszt wytworzenia.

Dwa pierwsze wymagania są bezpośrednio związane ze stratami mocy występującymi w silniku. Straty te powodują wzrost zużycia energii oraz temperatury silnika. Przekroczenie ich dopuszczalnych wartości ma niekorzystny wpływ na trwałość i niezawodność pracy silnika. Oznacza to, że ograniczenie strat mocy w samym silniku może być sposobem na zmniejszenie zużycia energii elektrycznej przy jednoczesnym wydłużeniu czasu pracy silnika. Źródłem strat mocy w silniku są straty elektryczne związane z przepływem prądu elektrycznego w uzwojeniach oraz zmianą wirującego strumienia magnetycznego w nieliniowym obwodzie magnetycznym, jak również straty mechaniczne związane z ruchem obrotowym wirnika.

Silnik wysokoobrotowy PM BLDC jest zazwyczaj silnikiem trójfazowym, zasilanym ze źródła napięcia stałego poprzez przekształtnik będący komutatorem elektronicznym (rys. 1). W typowych konstrukcjach silnika PM BLDC wzbudzenie stanowi magnes trwały, a uzwojenie twornika znajduje się w stojanie [4, 10]. W przypadku silnika wysokoobrotowego, obwód magnetyczny jest wykonany z materiału o małej stratności.

Zasada działania silnika wysokoobrotowego została przedstawiona między innymi w [6]. W [7] przeanalizowano natomiast wpływ sposobu doboru złołek i uzwojeń na właściwości

silnika. W [6, 9] opisano prototypowy wysoko

obrotowy silnik PM BLDC opracowany w Katedrze Energoelektroniki Politechniki Śląskiej. Silnik ten charakteryzował się znacznymi stratami mechanicznymi. W dalszych rozważaniach przeanalizowano możliwości zmniejszenia strat i podwyższenia sprawności silnika opisanego w [6, 9].

2. Podział strat w wysokoobrotowym w silniku PM BLDC

Podstawowymi rodzajami strat w silnikach elektrycznych są straty w uzwojeniach (w miedzi), straty w obwodach magnetycznych (w żelazie) oraz straty mechaniczne [8, 10]:

$$\Delta P \approx \Delta P_{Cu} + \Delta P_{Fe} + \Delta P_{mech} \quad (1)$$

Straty w uzwojeniach zależą od prądu (momentu) obciążenia. Straty w obwodach magnetycznych (w żelazie) i straty mechaniczne zależą natomiast od prędkości.

Straty w uzwojeniach są proporcjonalne do kwadratu prądu. Znając prądy fazowe straty te można określić zależnością:

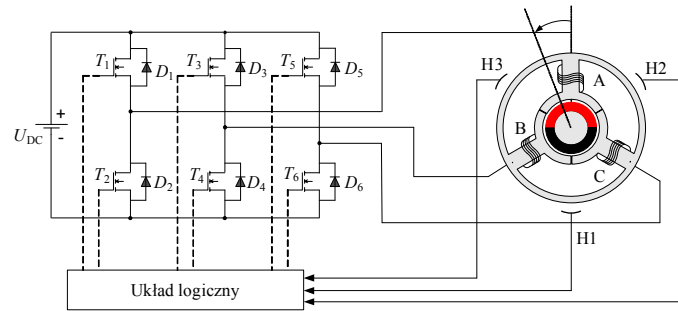
$$\Delta P_{Cu} = R_s \sum_{k=1}^3 I_{s(k)}^2 = 3R_s I_s^2 \quad (2)$$

Jeśli prąd stały w obwodzie zasilania silnika jest wygładzony, to straty w uzwojeniach można również określić jako:

$$\Delta P_{Cu} = 2R_s I_d^2 \quad (3)$$

Ze względu na mniejszą liczbę zwojów w silniku wysokoobrotowym (przy takim samym przekroju przewodu i prądzie obciążenia) w sil-

niku wysokoobrotowym występują mniejsze straty w uzwojeniach.



Rys. 1. Schemat połączeń wysokoobrotowego silnika PM BLDC

Straty mocy w obwodach magnetycznych nazywane w skrócie stratami w żelazie są iloczynem masy i stratności [1] zgodnie z zależnością:

$$\Delta P_{Fe} = \Delta p_{B,f} m_{Fe} \quad (4)$$

w której przez m_{Fe} oznaczono masę rdzenia, a przez $\Delta p_{B,f}$ stratność przy indukcji B i częstotliwości f .

Jeżeli w porównaniu z warunkami pomiaru stratności w rdzeniu występuje inna indukcja B_{Fe} i/lub częstotliwość f_{Fe} , to stratność można obliczyć (w przybliżeniu) korzystając z zależności (5) podanej w literaturze [1]:

$$\Delta p_{Fe} = \Delta p_{B_p, f_p} \left(\frac{f_{Fe}}{f_p} \right)^3 \left(\frac{B_{Fe}}{B_p} \right)^\alpha \quad (5)$$

w której: $\Delta p_{B_p, f_p}$ - stratność w W/kg, mierzona przy indukcji B_p i częstotliwości f_p ; B_{Fe} - indukcja w rdzeniu przy częstotliwości f_{Fe} ; α - wykładnik potęgi w przybliżeniu $\alpha \approx 2$.

Najważniejszymi składnikami strat mechanicznych są straty spowodowane tarciami w łożyskach oraz straty wentylacyjne wywołane tarciami wirnika o chłodziwo. Przybliżoną wartość strat w jednym łożysku tocznym opisuje zależność (6) podana w literaturze [1]:

$$\Delta P_{mbe} = 1,5F \frac{v}{d_{be}} 10^{-5} \quad (6)$$

w której: ΔP_{mbe} - straty w jednym łożysku mierzone w watach; F - siła promieniowa działająca na łożysko w niutonach; v - prędkość obwodowa na powierzchni bieżni łożyska w m/s; d_{be} - średnia średnica rozmieszczenia elementów tocznych łożyska w metrach.

W ogólnym przypadku siła promieniowa F zależy od prędkości obrotowej. Straty mocy w łożyskach (6) można więc sprowadzić do postaci:

$$\Delta P_{mbe} = \omega \cdot F(\omega) \cdot const \quad (7)$$

W silnikach PM BLDC pracujących w typowych zakresach prędkości obrotowej straty w łożyskach są bardzo małe w porównaniu z innymi stratami [1]. Inaczej wygląda w przypadku silników wysokoobrotowych. W przypadku silnika o mocy rzędu 1 kW z wirnikiem obracającym się z prędkością 100 000 obr/min można się spodziewać strat rzędu kilkudziesięciu watów w jednym łożysku. Straty te mogą być wyraźnie większe od strat w żelazie. Jeszcze większy wpływ na straty całkowite silnika wysokoobrotowego mogą mieć straty wentylacyjne. Straty te można wyznaczyć analitycznie na podstawie zależności (8) podanej w literaturze [11] jako:

$$\Delta P_{fv} = c_f \pi \rho_{air} \omega^3 r_r^4 l_r^3 \quad (8)$$

W zależności (8) wykorzystano oznaczenia zastosowane w [11] przy czym c_f , ρ_{air} , ω , r_r , oraz l_r oznaczają współczynnik tarcia, gęstość powietrza, prędkość kątową, zewnętrzny promień wirnika oraz długość maszyny. W [1] zrezygnowano ze szczegółowego wyznaczania współczynników i straty te wyrażone w kW oszacowano za pomocą zależności:

$$\Delta P_{fv} = 60 \frac{d_r^4}{p^3} l_r \left(\frac{f}{50} \right)^3 \quad (9)$$

w której $d_r = 2r_r$ oznacza średnicę wirnika, a przez p - liczbę par biegunów. W [10] sprowadzono zależność (9) do postaci:

$$\Delta P_{fv} = 2,22 d_r^4 l_r \left(\frac{n}{100} \right)^3 \quad (10)$$

w której straty są wyrażone w watach. W przypadku silnika o mocy rzędu 1 kW, wirującego z prędkością 100 000 obr/min, straty te mogą osiągać wartości rzędu nawet kilkuset W.

2.1. Wstępna ocena strat w wysokoobrotowym silniku PM BLDC

Z przeprowadzonych rozważań wynika, że straty w uzwojeniach silnika wysokoobrotowego są mniejsze niż straty w uzwojeniach silnika pracującego w typowych zakresach prędkości obrotowej. Straty w żelazie (obwodach magnetycznych) w przypadku zastosowania standardowych blach elektrotechnicznych są większe niż w silniku pracującym w typowych zakresach prędkości obrotowej. Jeśli jednak zastosować blachy elektrotechniczne niskostatne lub taśmę amorficzną, to straty w żelazie mogą się okazać pomijalnie małe w porównaniu z innymi rodzajami strat. Straty mechaniczne w silniku wysokoobrotowym są zazwyczaj wyraźnie większe od strat elektrycznych.

3. Analiza strat wysokoobrotowego silnika PM BLDC

Opracowany i wykonany w Katedrze Energoelektroniki, Napędu Elektrycznego i Robotyki Politechniki Śląskiej prototypowy silnik wysokoobrotowy [2, 9] posiadał wymiary wirnika: $d_r = 36$ mm oraz $l_r = 50$ mm. Magnetowód o masie $m_{Fe} = 330$ g był wykonany z taśmy amorficznej. Stratność zastosowanej taśmy amorficznej określona przy indukcji $B_p = 0,6$ T i częstotliwości $f_p = 2$ kHz była nie większa niż $\Delta p_{0,6/2k} = 15$ W/kg. Rezystancja i indukcyjność fazowa stojana wynosiły $R_s = 5$ m Ω oraz $L_s = 2,2$ mH. Współczynnik wzbudzenia określony analitycznie (badania FEM) wynosił $2,3 \cdot 10^{-3}$ V/rad/s. Przewidywany prąd maksymalny wynosił $I_{dm} = 60$ A. W silniku zastosowano łożyska typu XC7000-C-T-PAS. Straty w jednym łożysku przy prędkości 100 000 obr/min, powinny wynosić (według informacji producenta) nie więcej niż 50 W, a wywołany nimi moment strat (w całym zakresie pracy) nie powinien być większy niż 5 mN·m.

Z analizy przeprowadzonej metodą elementów skończonych [2] wynikało, że średnia indukcja w rdzeniu dla przyjętej konstrukcji nie przekracza wartości $B_{Fe} = 0,5$ T. Częstotliwość napięcia dla przewidywanej prędkości maksymalnej $n = 100$ 000 obr/min wynosi natomiast $f_{Fe} = 1,667$ kHz. Podstawiając do zależności (5)

wartości $B_{Fe} = 0,5$ T, $f_{Fe} = 1,667$ kHz, $B_p = 0,6$ T oraz $f_p = 2$ kHz uzyskano:

$$\Delta p_{0,5/1,667k} \approx 8,17 \text{ W/kg} \quad (11)$$

Podstawiając masę magnetowodu $m_{Fe} = 0,33$ kg i stratność (11) do zależności (4) uzyskuje się straty w żelazie dla częstotliwości 1,667 kHz. Straty te wynoszą:

$$\Delta P_{Fe} = 0,33 \cdot 8,17 = 2,7 \text{ W} \quad (12)$$

i stanowią ułamek procenta mocy znamionowej. Są one znacznie mniejsze od pozostałych rodzajów strat i nie mają zauważalnego wpływu na sprawność silnika. W przypadku pracy z mniejszą częstotliwością ich udział w stratach całkowitych będzie jeszcze mniejszy.

Straty w uzwojeniach wynikają z zależności (3) i dla badanego silnika o rezystancji $R_s = 5$ m Ω i prądzie maksymalnym $I_{dm} = 60$ A wynoszą:

$$\Delta P_{Cu} = 2R_s I_{dm}^2 = 36 \text{ W} \quad (13)$$

Dla silnika prototypowego o przyjętych wymiarach straty wentylacyjne wyznaczone z zależności (10) wyniosły:

$$\Delta P_{fv} = 1,86 \cdot 10^{-13} \cdot n^3 \quad (14)$$

Z pomiarów biegu jałowego [8] wynikało natomiast, że straty te można określić zależnością:

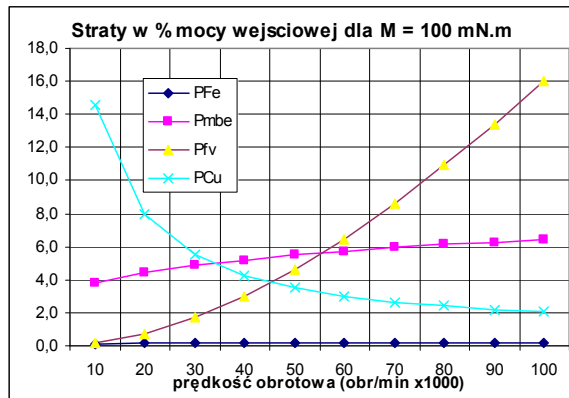
$$\Delta P_{fv} = 0,2 \cdot 10^{-12} \cdot n^3 \quad (15)$$

i taką zależność do określania strat przyjęto w dalszych rozważaniach. Dla zastosowanych łożysk przewidywane straty w dwóch łożyskach, przy prędkości 100 000 obr/min powinny wynosić nie więcej niż 100 W, a moment tarcia dla dwóch łożysk powinien wynosić nie więcej niż 10 mN·m. Z pomiarów biegu jałowego silnika [8] wynikało natomiast, że łączne straty w dwóch łożyskach można aproksymować zależnością:

$$2 \cdot \Delta P_{mbe} = 0,4 \cdot \left(\frac{n}{10000} \right)^2 + 4 \cdot \frac{n}{10000} \quad (16)$$

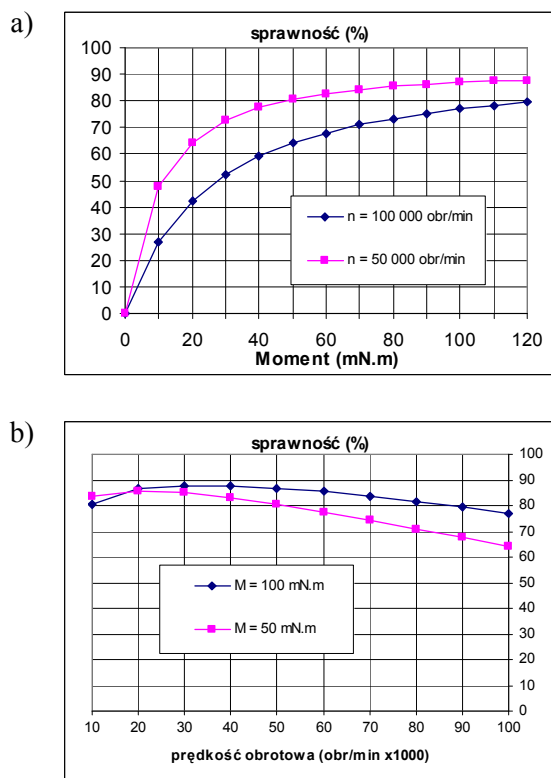
4. Rozdział strat w analizowanym silniku wysokoobrotowym

Korzystając z przedstawionych zależności określono rozkład strat w analizowanym silniku wysokoobrotowym dla przewidywanego obciążenia znamionowego $M = 100$ mN·m. Uzyskane wyniki, określone w funkcji prędkości obrotowej przedstawiono na rysunku 2.



Rys. 2. Względne straty w wysokoobrotowym silniku PM BLDC odniesione do mocy wejściowej silnika

Na rysunku 3 przedstawiono natomiast wyznaczoną analitycznie sprawność opracowanego wysokoobrotowego silnika PM BLDC dla wybranych warunków pracy w funkcji momentu obciążenia (a) i prędkości obrotowej (b).



Rys. 3. Sprawność wysokoobrotowego silnika PM BLDC w funkcji: a) momentu obciążenia, b) prędkości obrotowej

5. Ocena wpływu poszczególnych rodzajów strat na sprawność silnika

Z analizy uzyskanych rezultatów wynika, że dla badanego silnika:

- straty mechaniczne ΔP_{mech} w silniku wysokoobrotowym są znacznie większe od strat elektrycznych,
- w przypadku zastosowania taśmy amorficznej, straty w obwodach magnetycznych ΔP_{Fe} są znacznie mniejsze od pozostałych strat,
- należy dążyć do zastosowania łożysk o małych stratach,
- względne straty w uzwojeniach maleją przy wzroście prędkości obrotowej,
- straty wentylacyjne ΔP_{fv} zależą od wymiarów wirnika. Są pomijalnie małe dla małych prędkości obrotowych i gwałtownie rosną przy wzroście prędkości,
- sprawność silnika wysokoobrotowego, przy wzroście prędkości obrotowej, początkowo rośnie (zmniejszanie się względnych strat w uzwojeniach), a następnie zaczyna maleć (wzrost strat mechanicznych).

Sprawność silnika można podwyższyć zmniejszając straty. Ze względu na decydujący udział strat wentylacyjnych (10) zdecydowano się podjąć próbę zmniejszenia tych strat przez korektę wymiarów wirnika. Przy takiej korekcie należy uwzględnić, że zmiana wymiarów powoduje zmianę powierzchni chłodzenia oraz zmianę momentu elektromagnetycznego silnika. Zmniejszając średnicę trzeba więc równocześnie zwiększać długość wirnika. Trzeba jednak przy tym uwzględnić fakt, że korygując wymiary wirnika zmienia się również długość i średnicę uzwojenia, co może prowadzić do wzrostu strat w uzwojeniach.

6. Zmniejszanie strat przez korektę wymiarów wirnika

Chcąc zmniejszyć straty całkowite i zwiększyć sprawność należy dążyć do możliwie małej wartości sumy strat w uzwojeniach i strat wentylacyjnych, czyli należy zminimalizować sumę $\Delta P_{Cu} + \Delta P_{fv}$ określoną w funkcji wymiarów geometrycznych. Należy przy tym jednak pamiętać o zapewnieniu niezmienną wartości mocy i/lub momentu elektromagnetycznego silnika oraz ograniczeniu długości wirnika narzuconemu warunkiem mechanicznych drgań rezonansowych [3].

W dalszych rozważaniach przyjęto, że długość i średnica wirnika wstępnie dobranego silnika wynoszą l_{r0} oraz d_{r0} . Powierzchnia chłodzenia i wynikająca z niej moc ciągła wirnika są w przybliżeniu proporcjonalne do iloczynu długości i średnicy wirnika. Można więc napisać:

$$P = d_r l_r \cdot const = d_{r0} l_{r0} \cdot const \quad (17)$$

Moment elektromagnetyczny wynika z zależności:

$$M_e = B l \cdot r_r \cdot const \quad (18)$$

a jego wartość, przy zmianie wymiarów wirnika, będzie niezmienną (w przybliżeniu) jeśli, przy stałych wartościach indukcji i prądu wymiary wirnika będą spełniały warunek:

$$M_e = d_r l_r \cdot const = d_{r0} l_{r0} \cdot const \quad (19)$$

Jeśli wprowadzić wielkości względne, przyjmując jako wielkości odniesienia wymiary wstępnie dobranego silnika (l_{r0} oraz d_{r0}), to warunek niezmienną mocy i momentu można opisać zależnością przybliżoną:

$$d_{r*} l_{r*} = 1 \quad (20)$$

Dla założonego prądu straty w uzwojeniach są proporcjonalne do rezystancji uzwojenia wynikającej z zależności przybliżonej:

$$R_s = R_{s0} \frac{l}{l_{r0}} \frac{d_{r0}^2}{d^2} \quad (21)$$

w której przez R_{s0} oznaczono rezystancję fazową wstępnie dobranego silnika, a przez l oraz d długość i średnicę uzwojenia. Zakładając proporcjonalność wymiarów i przyjmując wielkości określone dla wstępnie dobranego silnika jako wielkości odniesienia uzyska się wyrażenie:

$$\Delta P_{Cu} = \Delta P_{Cu0} \frac{l_{r*}}{d_{r*}^2} \quad (22)$$

opisujące (w przybliżeniu) straty w uzwojeniach po zmianie długości i średnicy wirnika. Korzystając z zależności (10) można straty wentylacyjne, określone dla stałej prędkości obrotowej i zmienionych wymiarów wirnika, opisać zależnością:

$$\Delta P_{fv} = \Delta P_{fv0} d_{r*}^4 l_{r*} \quad (23)$$

Suma strat w uzwojeniach ΔP_{Cu} i strat wentylacyjnych ΔP_{fv} po zmianie wymiarów silnika będzie więc opisana wyrażeniem:

$$\Delta P_{Cu} + \Delta P_{fv} = \Delta P_{Cu0} \frac{l_{r*}}{d_{r*}^2} + \Delta P_{fv0} d_{r*}^4 l_{r*} \quad (24)$$

uzyskanym przez dodanie stronami zależności (22) oraz (23).

Korzystając z zależności (20) można wyrażenie (24) sprowadzić do postaci:

$$\Delta P_{Cu} + \Delta P_{fv} = \Delta P_{Cu0} d_{r*}^{-3} + \Delta P_{fv0} d_{r*}^3 \quad (25)$$

Pochodna sumy strat w uzwojeniach i wentylacyjnych względem średnicy wirnika wyniesie:

$$\frac{d(\Delta P_{Cu} + \Delta P_{fv})}{d(d_{r*})} = -3\Delta P_{Cu0} d_{r*}^{-4} + 3\Delta P_{fv0} d_{r*}^2 \quad (26)$$

Przyrównując uzyskaną pochodną do zera uzyska się warunek:

$$d_{r*} = \left(\frac{\Delta P_{Cu0}}{\Delta P_{fv0}} \right)^{\frac{1}{6}} \quad (27)$$

którego spełnienie zapewni uzyskanie niezmienną mocy i momentu elektromagnetycznego przy możliwie małej wartości sumy strat w uzwojeniach i strat wentylacyjnych. Dla analizowanego prototypowego silnika wysokoobrotowego wartość średnicy wirnika powinna spełniać warunek:

$$d_{r*} = \left(\frac{36}{200} \right)^{\frac{1}{6}} = 0,75 \quad (28)$$

Stąd zalecana średnica powinna wynosić:

$$d_r = d_{r*} d_{r0} = 0,75 \cdot 36 = 27 \text{ mm} \quad (29)$$

Podstawiając zależności (20) i (27) do wyrażenia (22) oraz do wyrażenie (23) uzyska się:

$$\Delta P_{Cu} = \Delta P_{Cu0} \left(\frac{\Delta P_{Cu0}}{\Delta P_{fv0}} \right)^{\frac{1}{2}} = \sqrt{\Delta P_{Cu0} \Delta P_{fv0}} \quad (30)$$

oraz:

$$\Delta P_{fv} = \Delta P_{fv0} \left(\frac{\Delta P_{Cu0}}{\Delta P_{fv0}} \right)^{\frac{1}{2}} = \sqrt{\Delta P_{Cu0} \Delta P_{fv0}} \quad (31)$$

Z porównania zależności (30) oraz (31) wynika, że najmniejsze straty i najwyższa sprawność silnika wysokoobrotowego z magnetowodem wykonanym z taśmy amorficznej wystąpi wtedy, gdy straty wentylacyjne ΔP_{fv} będą równe stratom w uzwojeniach ΔP_{Cu} .

7. Podsumowanie. Wnioski końcowe

Najważniejsze wyniki i wnioski uzyskane w rezultacie przeprowadzonej analizy zestawiono poniżej:

1. Wykazano, że w silniku wysokoobrotowym PM BLDC największy udział w całkowitych stratach mocy ΔP silnika mają straty wentylacyjne ΔP_{fv} oraz straty w uzwojeniach ΔP_{Cu} .
2. Wykazano, że sumę strat w uzwojeniach ΔP_{Cu} i strat wentylacyjnych ΔP_{fv} można zminimalizować tak konstruując silnik by straty wentylacyjne były równe stratom w uzwojeniach.
3. Zaproponowano metodę korekty wymiarów silnika, dla przypadku, gdy straty wentylacyjne ΔP_{fv} wstępnie zaprojektowanego silnika są większe od strat pozostałych.
4. Korzystając z zaproponowanej metody korekty wirnika określono najkorzystniejsze wymiary prototypowego silnika wysokoobrotowego PM BLDC.

Przewiduje się, że kontynuacją przedstawionej analizy będzie opracowanie i wykonanie silnika wysokoobrotowego o zmienionych wymiarach wirnika.

Praca została wykonana w ramach projektu MNiSW - Fundusze Strukturalne nr POIG.01.03.01-00-058/08.

8. Literatura

- [1]. Dąbrowski M.: Projektowanie maszyn elektrycznych prądu przemiennego. *Wydawnictwo Naukowo Techniczne*, Warszawa 1994.
- [2]. Gałuszkiewicz Z., Krykowski K., Miksiewicz R., Hetmańczyk J.: *Budowa i realizacja wysokoobrotowego silnika wzbudzanego magnesami trwałymi*, Przegląd Elektrotechniczny, R. 86 NR 2/2010.
- [3]. Gałuszkiewicz Z., Krykowski K., Hetmańczyk J., Skoć A.: *Rezonans mechaniczny w wysokoobrotowym silniku PM BLDC*. Zeszyty Problemowe - Maszyny Elektryczne BOBRME KOMEL, nr 86, 2010, s. 123-128.
- [4]. Glinka T.: *Maszyny elektryczne wzbudzone magnesami trwałymi*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej. Gliwice 2002.

[5]. Glinka T., Polak A.: *Sprawność układów napędowych silników bezszczotkowych prądu stałego wzbudzanych magnesami trwałymi*. Zeszyty Problemowe - Maszyny Elektryczne BOBRME KOMEL, nr 64, 2002, s. 157-163.

[6]. Hetmańczyk J., Krykowski K., Gałuszkiewicz Z., Miksiewicz R., Makiela D.: *Wysokoobrotowy silnik wzbudzany magnesami trwałymi*. Zeszyty Problemowe - Maszyny Elektryczne BOBRME KOMEL, nr 86, 2010, s. 129-134.

[7]. Hetmańczyk J., Krykowski K., Gałuszkiewicz Z., Miksiewicz R., Makiela D.: *Porównanie właściwości wysokoobrotowego silnika PM BLDC ze stojanem bezźłobkowym i uźłobkowanym*. Zeszyty Problemowe - Maszyny Elektryczne BOBRME KOMEL, nr 90, 2011, s. 117-122.

[8]. Krykowski K., Hetmańczyk J., Gałuszkiewicz Z., Makiela D.: *Straty w wysokoobrotowych silnikach PM BLDC*. X Krajowa Konferencja Naukowa Sterowanie w Energoelektronice i Napędzie elektrycznym SENE 2011- Łódź 2011.

[9]. Krykowski K., Hetmańczyk J., Gałuszkiewicz Z., Miksiewicz R.: *Computer analysis of highspeed PM BLDC motor properties*, COMPEL. The International Journal for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering, vol. 30, issue 3, s. 941-956.

[10]. Krykowski K.: *Silnik PM BLDC w napędzie elektrycznym analiza, właściwości, modelowanie*. Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2011.

[11]. Zwysig C., Round S.D., Kolar J.W.: *Analytical and experimental investigation of a low torque, ultra-high speed driver system*. Industry Applications Conference, 2006, vol. 3, s. 1507-1513.

Autorzy

dr hab. inż. Krzysztof Krykowski, prof. Pol. Śl.

dr inż. Janusz Hetmańczyk

mgr inż. Dawid Makiela

Politechnika Śląska, Katedra Energoelektroniki
Napędu Elektrycznego i Robotyki

ul. Bolesława Krzywoustego 2, 44-100 Gliwice

e-mail: Krzysztof.Krykowski@polsl.pl

e-mail: Janusz.Hetmanczyk@polsl.pl

e-mail: Dawid.Makiela@polsl.pl

mgr inż. Zbigniew Gałuszkiewicz

Megatech, ul. ks. P. Drozdka 25

42-660 Kalety

e-mail: megatech@megatech.org.pl