

Piotr Mynarek, Marcin Kowol
Politechnika Opolska, Opole

METODA HOMOGENIZACJI UZWOJEŃ WSYPYWANYCH W MASZYNACH ELEKTRYCZNYCH

THE HOMOGENIZATION METHOD OF IMPREGNATED WINDINGS WITH RANDOMLY PLACED CONDUCTORS

Streszczenie: Nowe zastosowanie silników elektrycznych skutkuje zwiększonymi wymaganiami odnośnie układu chłodzenia. Dlatego też niezmiernie ważna jest dokładna znajomość rozkładu temperatury w poszczególnych częściach maszyny elektrycznej, zwłaszcza w uzwojeniu, w różnych jej stanach pracy. W artykule przedstawiono metodę homogenizacji impregnowanych uzwojeń wsypywanych maszyn elektrycznych. Zaprezentowana metoda wyznaczania zastępczej przewodności cieplnej uzwojeń pozwala na znaczne ograniczenie kosztu obliczeniowego koniecznego do wyznaczenia poprawnego rozkładu temperatury w uzwojeniu oraz określenie maksymalnej temperatury w uzwojeniu. W celu weryfikacji zaprezentowanej metody wyniki symulacji komputerowych zostały zweryfikowane pomiarowo na obiekcie rzeczywistym silnika.

Abstract: New application of electric motors results in increased demands on the cooling system. Therefore, it is extremely important to know the exact temperature distribution in different parts of the electrical machine, especially in the winding, in its various operating conditions. The paper describes a method of homogenization windings with randomly placed conductors. The presents method for obtaining an equivalent thermal model of a winding with impregnation resin, in order to simplify the calculation of temperatures in electrical machines. In order to verify the presents method of computer simulation results are verified on a real object measuring motor.

Słowa kluczowe: homogenizacja, analiza cieplna, metoda elementów skończonych, silnik synchroniczny z magnesami trwałymi

Keywords: homogenization, thermal analysis, finite-element method, permanent magnet synchronous motor

1. Wstęp

Jednym z głównych problemów podczas analizy cieplnej maszyn elektrycznych jest modelowanie uzwojeń silnika. Trudność ta wynika z dużej złożoności geometrycznej oraz materiałowej tego właśnie elementu. W przypadku silników małej mocy uzwojenia stojanów są wykonywane w postaci uzwojeń wielowarstwowych wsypywanych. Losowość oraz niejednorodność rozmieszczenia drutów nawojowych, wynikająca z technologii wykonywania uzwojenia i montażu, wprowadza trudność w analizie cieplnej maszyny. Dokładne uwzględnienie w modelu matematycznym tak złożonej struktury, tj. układu składającego się z drutów nawojowych, emalii, impregnatu oraz powietrza jest niezwykle kłopotliwe [1, 2, 5, 6]. W przypadku wykorzystywania metody elementów skończonych, która z założenia wymaga dokładnego odwzorowania geometrii analizowanego obiektu, konieczne jest zastosowanie siatki dyskretyzacyjnej o odpowiednim zagęszczeniu.

Skutkuje to wyższym kosztem obliczeniowym potrzebnym do rozwiązania takiego problemu, który często okazuje się nieakceptowalny. Dodatkowo, uwzględnienie w modelu poszczególnych obszarów między drutami wypełnionych impregnatem jest praktycznie niemożliwe. Powszechną metodą rozwiązania tego problemu jest przeprowadzenie homogenizacji uzwojenia.

2. Homogenizacja uzwojeń

W literaturze można znaleźć wiele metod pozwalających na wyznaczenie zastępczej przewodności cieplnej λ_{uz} [2, 3, 4, 5]. Jednak brakuje metod pozwalających na wyznaczenie przewodności cieplnej impregnowanych uzwojeń wsypywanych. Najczęściej spotykanym w takich przypadkach podejściem mającym na celu wyznaczenie λ_{uz} , jest wykorzystanie zależności [4]:

$$\lambda_{uz} = \lambda_{cu}k + \lambda_{imp}(1-k) \quad (1)$$

gdzie: λ_{cu} – przewodność cieplna miedzi, λ_{imp} – przewodność cieplna impregnatu / izolacji, k – współczynnik wypełnienia żłobka.

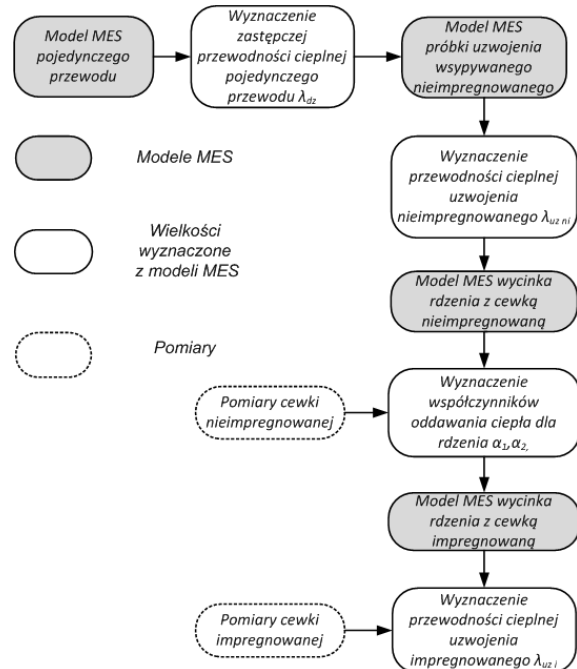
Wadą tej metody są zbyt duże wartości zastępczej przewodności cieplnej uzwojenia, wynikające z przyjętego założenia, że λ_{uz} jest proporcjonalne do objętości poszczególnych materiałów w takiej strukturze. Rozkład temperatury w maszynie, przy wykorzystaniu powyższej zależności, w ujęciu globalnym jest poprawny, jednak temperatura w samym uzwojeniu jest zaniżona. Dlatego też w pracy zaproponowano metodę homogenizacji impregnowanych uzwojeń wsypywanych w oparciu o proces estymacji wykorzystujący wyniki pomiarów wycinka uzwojenia. Zaletą tej metody jest szybkość i dokładność oszacowania zastępczej przewodności cieplnej uzwojenia charakteryzującego się niejednorodnym rozmieszczeniem drutów nawojowych oraz złożoną strukturą materiałową. W celu wyznaczenia λ_{uz} dla analizowanego silnika, wykonano modele fizyczne dwóch cewek: impregnowanej oraz nieimpregnowanej umieszczonych w wycinku stojana (rys. 1a). W obydwu cewkach wzdłuż wysokości żłobka umieszczono pięć termopar typu K (rys. 2b).



Rys. 1. Skonstruowane cewki na potrzeby doświadczenia (a) oraz rozmieszczenie termopar w cewce (b)

Na podstawie pomiarów wykonanych na cewce nieimpregnowanej, której przewodność cieplną można wyznaczyć na podstawie modelu numerycznego próbki uzwojenia, możliwe jest wyznaczenie współczynnika oddawania ciepła α dla wycinka rdzenia. Wartość tego współczynnika można przyjąć także dla cewki impregnowanej, przy zachowaniu identycznych warunków pomiarowych dla obydwu cewek. Dzięki tym wielkościom w dalszym etapie badań możliwe jest wyznaczenie przewodności cieplnej

uzwojenia impregnowanego. Na rysunku 2 przedstawiono schemat blokowy zaproponowanej metody wyznaczenia przewodności cieplnej uzwojenia impregnowanego.



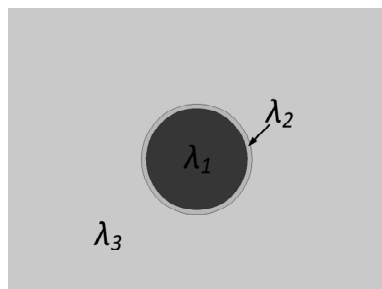
Rys. 2. Zaproponowana metoda wyznaczenia przewodności cieplnej uzwojenia wsypywanego impregnowanego

Proces homogenizacji uzwojenia nieimpregnowanego należy rozdzielić na dwa etapy, tj. na homogenizację pojedynczego drutu nawojowego wraz z emalią oraz homogenizację całego uzwojenia. Podejście takie pozwala na uwzględnienie zarówno lakieru izolacyjnego jak również struktury ułożenia przewodów nawojowych w żłobku. W celu wyznaczenia przewodności zastępczej przewodu nawojowego λ_{dz} w pracy zaproponowano, na podstawie badań doświadczalnych, poniższą zależność:

$$\lambda_{dz} = \left(\frac{d' - \delta_i}{2\delta_i} \right) \lambda_i \quad (2)$$

gdzie: d' – średnica drutu z izolacją, δ_i – grubość warstwy izolacji, λ_i – przewodność cieplna izolacji.

W celu sprawdzenia poprawności powyższego stwierdzenia przeprowadzono jego weryfikację obliczeniową. Zamodelowano pojedynczy drut wraz z warstwą lakieru ($d=0,75$ mm, $d'=0,81$ mm) umieszczony w powietrzu (rys. 3). Na zewnętrznym brzegu obszaru obliczeniowego zdefiniowano warunek brzegowy pierwszego rodzaju.

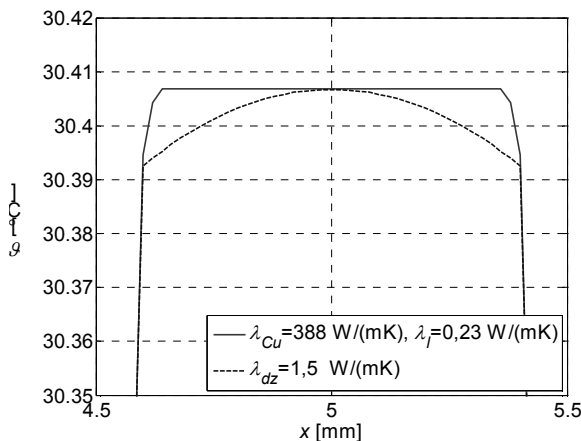


Rys. 3. Model pojedynczego przewodu do obliczania zastępczej przewodności drutu wraz z emalią

Dla tak zdefiniowanego modelu pojedynczego przewodu przeprowadzono obliczenia dla następujących przypadków:

- a) uwzględnienie miedzi i warstwy lakieru ($\lambda_1=388$ W/(mK), $\lambda_2=0,23$ W/(mK), $\lambda_3=0,025$ W/(mK)),
- b) zdefiniowanie zastępczej przewodności cieplnej dla drutu wraz z lakierem, wyznaczonej na podstawie zależności (2) ($\lambda_1=\lambda_2=\lambda_{dz}=1,5$ W/(mK), $\lambda_3=0,025$ W/(mK)).

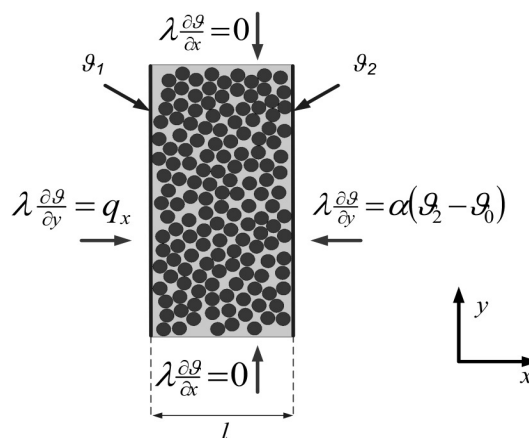
Na rysunku 4 przedstawiono porównanie otrzymanych rozkładów temperatury dla omawianych dwóch przypadków.



Rys. 4. Rozkład temperatury w przewodzie dla różnych wartości λ (środek przewodu w $x=5$ mm)

W procesie homogenizacji uzwojenia należy uwzględnić, jak zostało już wcześniej wspomniane, także losowość ułożenia poszczególnych przewodów w zewojach. W tym celu zaproponowano wyznaczenie przewodności cieplnej uzwojenia nieimpregnowanego ($\lambda_{uz\ ni}$) na podstawie modelu numerycznego próbki uzwojenia. Model ten posiada zbliżoną strukturę do uzwojenia rzeczywistego, a jego wymiary są zbliżone do wymiarów żłobka stojana analizowanej

maszyny. Model charakteryzuje się podobnym współczynnikiem wypełnienia jak uzwojenie rzeczywiste, $k=51\%$ (rys. 5) [2, 7].



Rys. 5. Model próbki uzwojenia nieimpregnowanego wraz ze zdefiniowanymi warunkami brzegowymi, wykorzystany do wyznaczenia $\lambda_{uz\ ni}$

W celu wyznaczenia współczynnika $\lambda_{uz\ ni}$ w oparciu o przedstawiony model próbki, konieczne jest przypisanie odpowiednich warunków brzegowych. Na jednym z boków próbki zdefiniowano strumień ciepła o gęstości q_x , natomiast na przeciwległym boku próbki określono warunek trzeciego rodzaju o zadanym współczynniku oddawania ciepła α oraz temperaturze otoczenia θ_o . W celu zapewnienia przepływu ciepła tylko w jednym kierunku, pozostałe boki próbki są izolowane cieplnie ($q=0$). Obliczając temperaturę boków próbki θ_1 oraz θ_2 (boki prostopadłe do kierunku przewodzenia strumienia ciepła) oraz znając wymiar l (wymiar próbki w kierunku przewodzenia strumienia ciepła) możliwe jest wyznaczenie, w oparciu o prawo Fouriera, współczynnika $\lambda_{uz\ ni\ x}$. Dla analizowanego przypadku równanie wynikające z prawa Fouriera przyjmuje postać:

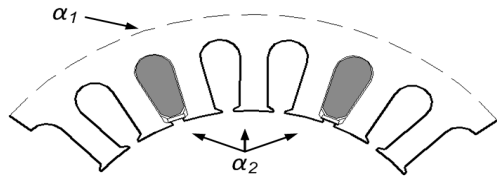
$$q_x = -\lambda_{uz\ ni\ x} \frac{\theta_1 - \theta_2}{l} \tag{3}$$

Po przekształceniu zależności (4.8) $\lambda_{uz\ ni\ x}$ wynosi:

$$\lambda_{uz\ ni\ x} = \frac{q_x \cdot l}{\theta_1 - \theta_2} \tag{4}$$

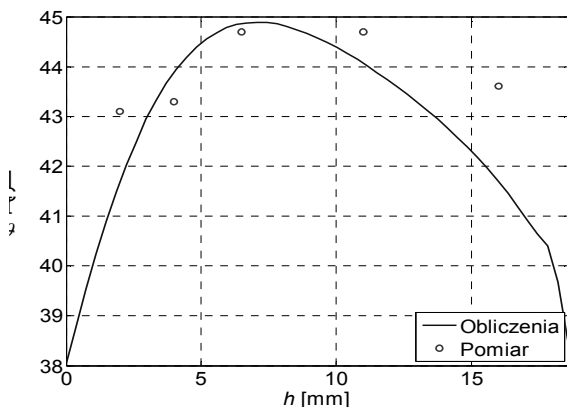
Dla tak zdefiniowanej próbki uzwojenia nieimpregnowanego w wyniku przeprowadzonych obliczeń dla osi OX jak również OY wyznaczono zastępczą przewodność cieplną, która wynosiła $\lambda_{uz\ ni\ x} = 0,1$ W/(mK) dla obydwu osi.

Znając straty mocy występujące w cewce, jak również jej przewodność cieplną (λ_{uzi}), oszacowano doświadczalnie współczynnik oddawania ciepła α dla wycinka rdzenia (rys. 6).



Rys. 6. Wyznaczone wartości współczynnika

W analizowanym układzie pomiarowym dla zewnętrznej powierzchni rdzenia estymowany współczynnik α wynosi $\alpha_1=10$ W/(m²K), natomiast dla pozostałych powierzchni $\alpha_2=6$ W/(m²K). Wyznaczone wartości, z racji zapewnienia identycznych warunków pomiarowych dla obydwu cewek, wykorzystano także dla modelu numerycznego cewki impregnowanej. W wyniku przeprowadzonego procesu estymacji w oparciu o model numeryczny oraz wyniki pomiarów, wyznaczono wartość współczynnika przewodności cieplnej uzwojenia impregnowanego, który wynosi $\lambda_{uzi} = 0,18$ W/(mK). Na rys. 7 przedstawiono rozkład temperatury wzdłuż wysokości żłobka uzyskany z modelu numerycznego, który porównano z wynikami pomiarów. Można zauważyć, że uzyskano stosunkowo dużą dokładność obliczeń maksymalnej temperatury w uzwojeniu, a błąd pomiędzy obliczeniami i pomiarem nie przekracza 0,2°C. Występujące różnice w pozostałych punktach pomiarowych wynikają przede wszystkim z nierównomiernego rozłożenia przewodów nawojowych w żłobku oraz z trudności technicznych związanych z jednoznacznym i równomiernym rozmieszczeniem termopar wzdłuż wysokości żłobka.



Rys. 7. Rozkład temperatury wzdłuż wysokości żłobka silnika (cewka impregnowana)

3. Obliczenia cieplne silnika synchronicznego z magnesami trwałymi

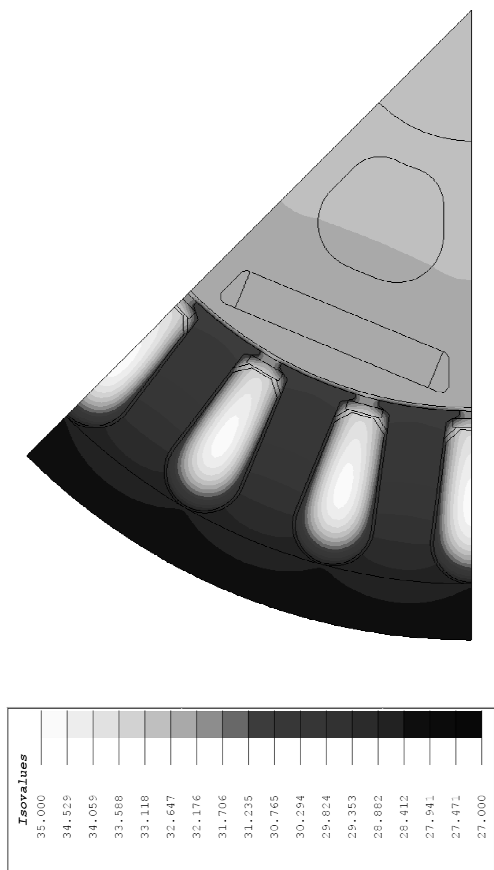
W kolejnym etapie badań przeprowadzono analizę połową rozkładu pola temperaturowego w stanie ustalonym w silniku synchronicznym z magnesami trwałymi (PMSM). Podczas budowy modelu połowego analizowanego silnika zastosowano warunki symetrii, ograniczając w ten sposób obszar obliczeniowy do 1/8 powierzchni przekroju poprzecznego całej maszyny. W zbudowanym modelu przyjęto następujące założenia upraszczające: maszyna jest symetryczna, pominięto straty mechaniczne, współczynnik oddawania ciepła został uśredniony względem całej powierzchni obudowy maszyny. Dodatkowo w modelu przyjęta wartość współczynnika oddawania ciepła została skorygowana o współczynnik odpowiadający powierzchni oddawania ciepła oraz opór cieplny obudowy, co pozwoliło na pominięcie obudowy silnika. Wykorzystując opracowany model, przeprowadzono symulacje komputerowe dla różnych stanów pracy silnika PMSM. Na rysunku 8 przedstawiono rozkład pola temperaturowego w silniku pracującego w warunkach znamionowych ($T_f=8,7$ N·m, $n=2200$ obr/min). Jako miarę błędów otrzymanych z obliczeń wartości temperatury w stanie ustalonym przyjęto błąd δ_1 :

$$\delta_1 = \left| \frac{g_{ob}}{g_p} - 1 \right| \cdot 100\% \quad (5)$$

gdzie: g_{ob} – temperatura otrzymana z obliczeń, g_p – temperatura otrzymana z pomiarów.

W tabeli 1 zestawiono porównanie wyników symulacji komputerowych, przeprowadzonych w oparciu o opracowany model połowy z wynikami pomiarów przeprowadzonych na obiekcie rzeczywistym badanej maszyny. Na podstawie otrzymanych wyników można stwierdzić, że wykazują one dużą zgodność z pomiarami. Występujące błędy δ_1 pomiędzy obliczeniami a pomiarami nie przekraczają 2,4%.

Zaletą modelu połowego jest możliwość wyznaczenia rozkładu pola temperatury w całym przekroju poprzecznym analizowanego silnika PMSM. Najważniejszą informacją z punktu widzenia obciążalności, jak i czasu życia maszyny, jest dokładna znajomość maksymalnej wartości temperatury w uzwojeniu.

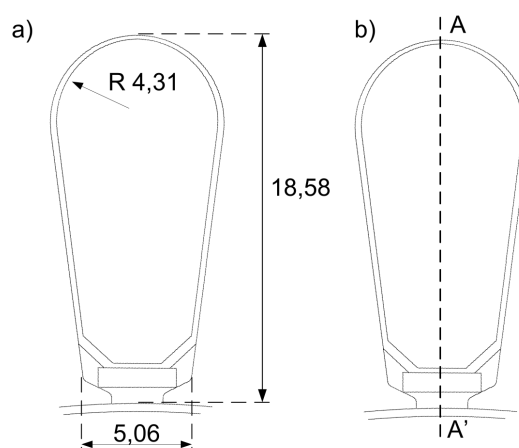


Rys. 8. Rozkład temperatury w silniku PMSM ($T_l=8,7\text{N}\cdot\text{m}$, $n=2200\text{ obr/min}$)

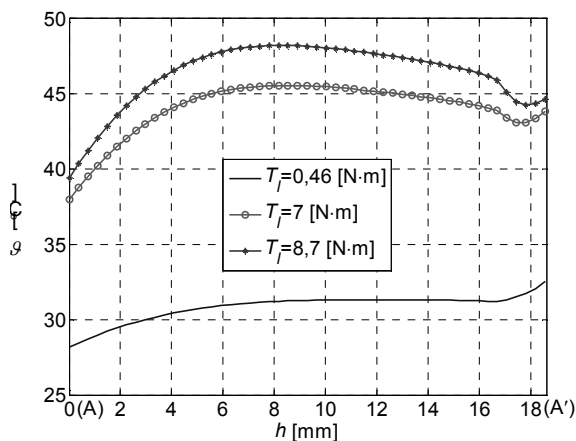
Tab. 1. Zestawienie wartości temperatury w stanie ustalonym (MES) – $T_l=8,7\text{ N}\cdot\text{m}$, $n=2200\text{ obr/min}$

	Uzwojenie w żłobku	Wirnik	Obudowa
Symulacja $\vartheta_{s, MES} [^{\circ}\text{C}]$	46,4	46,5	38,7
Pomiar $\vartheta_p [^{\circ}\text{C}]$	45,6	47,1	37,8
$\delta_l [\%]$	1,8	1,3	2,4

W przypadku uzwojeń wsypywanych, pomimo tego że są one impregnowane, różnica temperatury pomiędzy środkiem a skrajem uzwojenia może dochodzić do kilku stopni Celsjusza. Na podstawie przeprowadzonych obliczeń wyznaczono rozkład temperatury w żłobku wzdłuż jego wysokości (rys. 9b – linia przerywana A-A’), dla trzech różnych wartości momentu obciążenia (rys. 9a).



Rys. 9. Żłobek silnika PMSM: a) wymiary żłobka, b) model uzwojenia homogenizowanego



Rys. 10. Rozkład temperatury w żłobku wzdłuż pionowej linii A-A’ (rys.9)

Na rysunku 9 można zaobserwować, że maksymalna wartość temperatury występuje w środku uzwojenia (ok. $h=9\text{mm}$). W przypadku warunków znamionowych różnica temperatury pomiędzy środkiem żłobka a jego skrajem (ok. $h=16\text{mm}$), a więc w punkcie w którym dokonano pomiarów, wynosi 2°C .

4. Podsumowanie

W pracy zaprezentowano metodę homogenizacji uzwojenia wsypywanego. Złożona struktura tego elementu sprawia, że wyznaczenie zastępczej przewodności cieplnej jest dla nich bardzo kłopotliwe. Natomiast niepoprawne wyznaczenie tej wielkości skutkuje błędnymi wynikami obliczeń cieplnych. Dzięki zaproponowanemu podejściu możliwe jest dokładne wyznaczenie maksymalnej wartości temperatury w uzwojeniu, co ma decydujący wpływ na obciążalność i żywotność maszyn elektrycznych. Przedstawiony sposób postępowania po-

zwala na wyznaczenie przewodności cieplnej dla całej gamy uzwojeń. Natomiast zaprezentowane wyniki badań są poprawne dla uzwojeń charakteryzujących się podobnym współczynnikiem wypełnienia.

5. Literatura

- [1]. Boglietti A., Cavagnino A., Staton D., Shanel M., Mueller M., Mejuto C.: *Evolution and Modern Approaches for Thermal Analysis of Electrical Machines*, IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 56, no. 3, March 2009, pp.871-882.
- [2]. Idoughi L., Mininger X., Bouillault F., Bernard L., Hoang E.: *Thermal Model with Winding Homogenization and FIT Discretization for Stator Slot*, IEEE Transactions on Magnetics, vol. 47, no. 12, December 2011, pp. 4822-4826.
- [3]. Lefik M.: *Obliczenia cieplne silników indukcyjnych małej mocy metodami polowymi*, Rozprawa doktorska, Łódź, 2011.
- [4]. Nategh S., Wallmark, O., Leksell M., Zhao S.: *Thermal Analysis of a PMaSRM Using Partial FEA and Lumped Parameter Modeling*, IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 27, No. 2, June 2012, pp. 477-488.
- [5]. Wrobel R., Mellor P. H., Holliday D.: *Thermal Modeling of a Segmented Stator Winding Design*, IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 47, No. 5 pp. 2023-2030.
- [6]. Wrobel R., Mellor P. H., McNeill N., Staton D.A.: *Thermal Performance of an Open-Slot Modular-Wound Machine with External Rotor*. IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 25, No. 2, 2010, pp. 403-411.
- [7]. Wrobel R., Mellor P. H.: *Thermal Design of High-Energy-Density Wound Components*. IEEE Transactions on Industrial Electronics, Vol. 58, No. 9, September 2011, pp. 4096-4104.

Autorzy

mgr inż. Piotr Mynarek

dr inż. Marcin Kowol

Politechnika Opolska

Instytut Układów Elektromechanicznych
i Elektroniki Przemysłowej

Adres: ul. Prószkowska 76 (budynek 1),
45-758 Opole

e-mail: p.mynarek@po.opole.pl,
m.kowol@po.opole.pl