

Piotr Dukalski, Bartłomiej Będkowski  
Sieć Badawcza Łukasiewicz - Instytut Napędów i Maszyn Elektrycznych KOMEL, Katowice  
Roman Krok, Politechnika Śląska, Gliwice

## OBLICZENIA CIEPLNE SILNIKA ELEKTRYCZNEGO DO ZABUDOWY W PIAŚCIE KOŁA SAMOCHODU

### HEAT CALCULATIONS WHEEL HUB MOTOR FOR ELECTRIC CAR

Artykuł przedstawia koncepcję projektu silnika do zabudowy w piaście koła samochodu elektrycznego. Autorzy przedstawili modele do obliczeń obwodów elektromagnetycznych oraz cieplnych. Obliczenia na sprzężonych modelach obejmują charakterystyki pracy silnika przy zadanym zasilaniu oraz temperatury wyznaczone w szerokim zakresie zmiany obciążenia. Autorzy zwracają uwagę na rozkład strat poszczególnych w dwóch strefach sterowania silnikiem, w strefie ze stałym momentem obrotowym oraz w strefie z odwzbudaniem.

**Abstract:** The article presents the concept of an electric motor design for installation in the wheel hub of an electric car. The authors presented models for the calculation of electromagnetic and thermal circuits. Calculations on coupled models include the electric motor's operating characteristics, power losses, and calculated operating temperatures over a wide range. The authors pay attention to the distribution of individual losses in two electric motor control zones, in the zone with constant torque and in the zone with field weakening.

**Słowa kluczowe:** silnik w piaście koła, silnik z magnesami trwałymi, samochód elektryczny, napęd elektryczny  
**Keywords:** wheel hub motor, permanent magnet motor, electric car, electric drive

### 1. Wstęp

Konstrukcja silnika elektrycznego dedykowanego do montażu w piastach kół otwiera nowe możliwości dla przemysłu motoryzacyjnego. Są one podyktowane eliminacją elementów mechanizmów pośredniczących w przenoszeniu momentu obrotowego pomiędzy silnikiem elektrycznym a kołem co zwiększa sprawność całego napędu, pozwalająca na bardziej dynamiczną jazdę i skręcanie, oraz umożliwia projekty różnych napędów hybrydowych. Umieszczenie silników elektrycznych w kołach zwiększa ilość dostępnej przestrzeni wewnątrz pojazdu, gdzie możemy umieścić dodatkowe akumulatory, zostaje znacznie zwiększony zasięg pojazdu. Usunięcie jednostki napędowej z karoserii pozwala również na bardziej aerodynamiczną konstrukcję samochodu.

Zastosowanie tego typu napędu stawia przed projektantami silników wiele wyzwań. Należy pamiętać, że silniki elektryczne montowane w kołach stanowią dodatkową masę nieresorowaną pojazdu, co może wpływać na komfort jazdy i sterowność pojazdu [1–9]. Dlatego masa silnika elektrycznego w takim rozwiązaniu napędowym powinna być jak najmniejsza. Z tego powodu oraz z narzuconych ograniczeń wymiarowych felgi wynika, że korzystnym kierun-

kiem projektowania jest zastosowanie dużej liczby biegunów magnetycznych w obwodzie elektromagnetycznym [10].

Wzrost liczby par biegunów pozwala na zmniejszenie wymiaru jarzma rdzenia magnetycznego stojana i wirnika, natomiast wzrost liczby żłobków może ograniczyć wymiary czół uzwojenia. Negatywnym efektem zwiększenia liczby biegunów magnetycznych jest zwiększenie częstotliwości pracy obwodu elektromagnetycznego co pociąga za sobą zwiększenie strat w rdzeniu magnetycznym oraz strat w magnesach trwałych [11, 12]. W silnikach tego typu, liczba żłobków na biegun i fazę jest ułamkowa ( $q < 1$ ). Jest to podyktowane aspektami technologicznymi i cenowymi. Zwiększenie liczby żłobków przy ograniczeniu średnicy zewnętrznej silnika wymiarem felgi, oprócz wzrostu kosztów wykonania uzwojenia pociąga za sobą szereg problemów technologicznych, jak zmniejszenie zęba stojana do bardzo małych wymiarów, wykonanie odpowiednio małych cewek uzwojenia, zwiększenie udziału izolacji żłobkowej w przekroju żłobka (grubość izolacji pozostaje taka sama a wzrasta liczba żłobków). W silnikach elektrycznych do montowania w piastach kół, z uwagi na ich konstrukcję (wirnik zewnętrzny, utrudniony odbiór ciepła

ze stojana), wielobiegunowość oraz ułamekową liczbę żłobków na biegun i fazę należy zwracać uwagę nie tylko temperaturę uzwojenia, ale również magnesów trwałych.

## 2. Model obliczeniowy

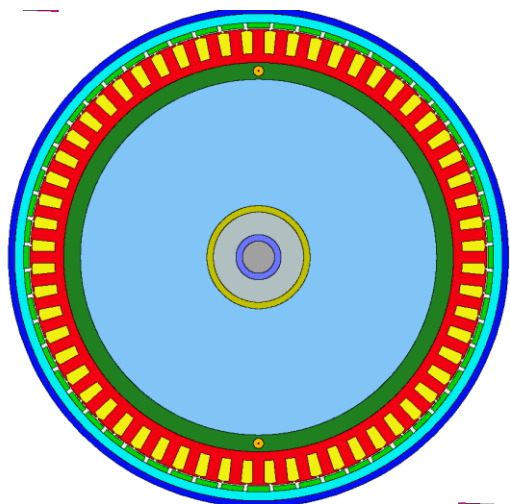
Do obliczeń wykorzystano program Ansoft Motorcad, który pozwala na realizację symulacji pracy opartych na sprzężonych modelach obwodu elektromagnetycznego, przy wykorzystaniu MES 2D oraz modelu cieplnego opartego na schematach cieplnych. W tab. 1 zostały przedstawione główne parametry modelu oraz zasilania.

Tab.1. Wybrane parametry rozpatrywanego silnika

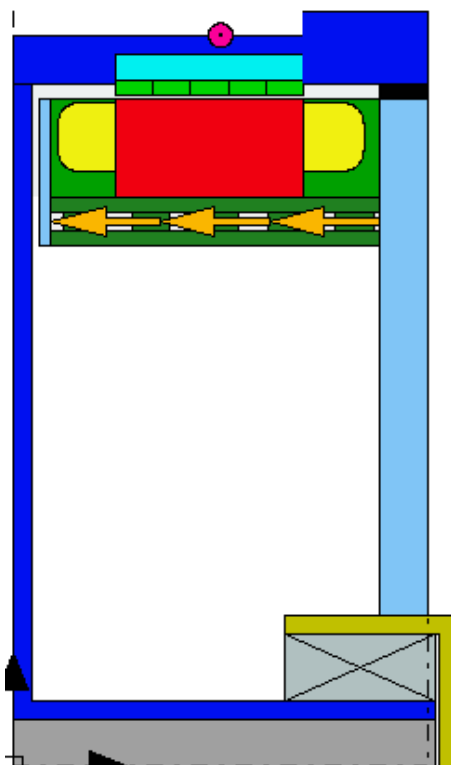
Parametr	wartość	jednostka
Liczba żłobków Q	60	-
Liczba biegunów 2p	56	-
Liczba żłobków na biegun i fazę q	0,357	-
Napięcie zasilania napęd $V_{DC}$	350	V
Prąd znamionowy $I_N$	108	A
Prąd maksymalny $I_{max}$	350	A
Maksymalna prędkość obrotowa $n_{max}$	1500	obr./min.

Na rysunku 1 zaprezentowano model przekroju silnika. Na rysunku 2 został przedstawiony obliczony rozkład indukcji magnetycznej od magnesów trwałych w rdzeniu magnetycznym.

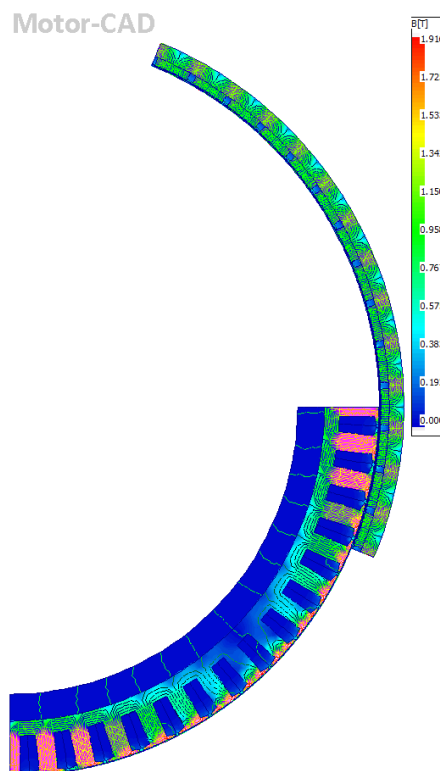
a) —



b) —

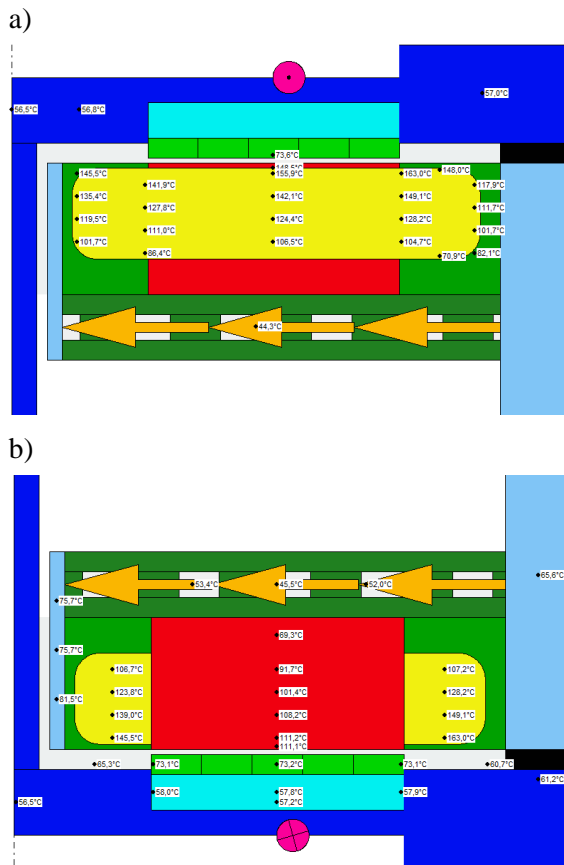


Rys. 1. Model przekroju silnika w programie Ansoft Motorcad a) przekrój poprzeczny, b) przekrój wzdłużny



Rys. 2. Obliczony rozkład indukcji magnetycznej od magnesów trwałych w rdzeniu magnetycznym silnika





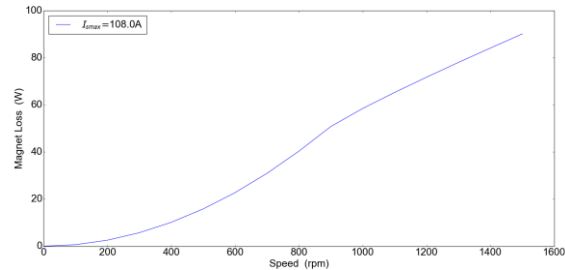
Rys. 6. Obliczone temperatury silnika dla pracy w punkcie bazowym o współrzędnych:  $T_m=400\text{Nm}$   $n=900$  obr/min,  $I_{RMS}=108$  A a) przekrój przez żłobek b) przekrój przez ząb stojana

W tabeli 3 zostały zestawione maksymalne temperatury w poszczególnych elementach silnika.

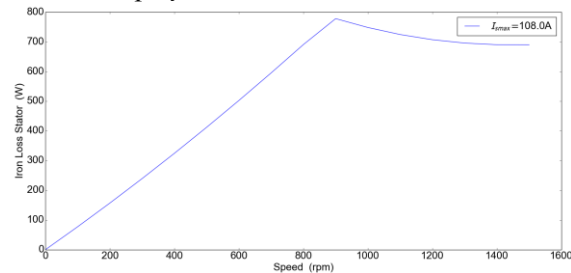
Tab. 3. Obliczone temperatury ustalone dla punktu bazowego silnika:  $T_m=400$  Nm,  $n=900$  obr/min.

Element silnika	Temperatura [°C]
Czoło uzwojenia N	145,5
Czoło uzwojenia P	163
Uzwojenie w żłobku	155,9
Ząb stojana	111
Radiator boczny stojana N	81,5
Radiator boczny stojana P	65,6
Magnesy	73,6
Otoczenie	35
Ciecz chłodząca (woda)	40

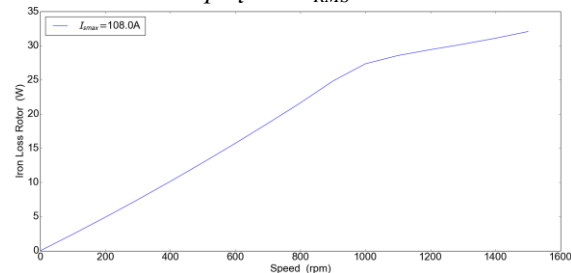
Na rysunkach 7-11 zostały przedstawione obliczone straty mocy dla prądu zasilania  $I_{RMS}=108$  A w magnesach trwałych, rdzeniu magnetycznym i w uzwojeniu.



Rys. 7. Charakterystyka strat mocy w magnesach w funkcji prędkości obrotowej dla zasilania silnika prądem  $I_{RMS}=108$  A



Rys. 8. Charakterystyka strat mocy w rdzeniu stojana w funkcji prędkości obrotowej dla zasilania silnika prądem  $I_{RMS}=108$  A



Rys. 9. Charakterystyka strat mocy w rdzeniu wirnika w funkcji prędkości obrotowej dla zasilania silnika prądem  $I_{RMS}=108$  A

W opracowanych modelach do obliczenia strat mocy w rdzeniu magnetycznym w programie zastosowano metodę Bertottiego [13,14]. Pozwala ona na uwzględnienie strat histerezy, prądów wirowych i strat nadmiarowych:

$$\Delta P_{Fe}(t) = k_h B_m^2 f + \sigma \frac{b^2}{12} \left( \frac{dB}{dt}(t) \right)^2 + k_e \left( \frac{dB}{dt}(t) \right)^{\frac{3}{2}}$$

gdzie:  $k_h$  – współczynnik histerezy,  $B_m$  – gęstość strumienia,  $f$  – częstotliwość,  $\sigma$  – przewodność,  $b$  – grubość pojedynczego arkusza elektrycznego,  $k_e$  – współczynnik strat.

Pierwsza część wzoru dotyczy strat histerezy (wynikających z pętli histerezy materiału ferromagnetycznego rdzenia magnetycznego). Druga część wzoru obejmuje straty spowodowane

wane przepływem prądów wirowych (prądy wirowe indukowane są w rdzeniu magnetycznym). Trzecia część dotyczy strat nadmiarowych, spowodowanych oddziaływaniem zewnętrznego pola magnetycznego i lokalnych pól magnetycznych generowanych przez prądy wirowe. Na charakterystykach strat mocy w rdzeniu magnetycznym i w magnesach widać jak straty narastają w pierwszej strefie sterowania silnika, a w strefie drugiej, gdzie silnik pracuje z odzwbudaniem charakterystyka ulega załamaniu. Jest to spowodowane obniżeniem nasycenia indukcji magnetycznej w obwodzie elektromagnetycznym. W analizie straty w miedzi są dzielone na straty stałe i straty generowane w wyniku zjawiska naskórkowości, w programie określanym jako  $AC_{loss}$  (straty prądu przemiennego). Straty w miedzi są obliczane na podstawie zależności:

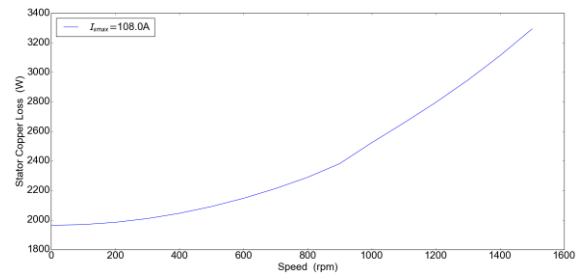
$$\Delta P = I^2 R(v)$$

gdzie:  $I$  - wartość skuteczna prądu zasilania,  $R(v)$  - rezystancja uzwojenia w funkcji temperatury

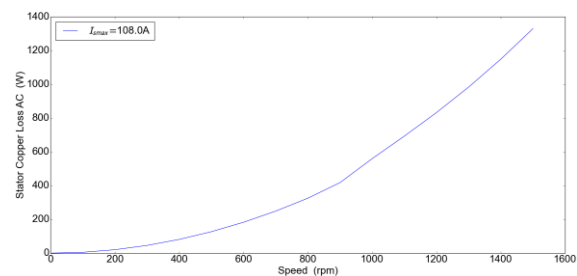
W programie Ansoft Motorcad straty prądu przemiennego w uzwojeniach można określić dwiema metodami: pełną metodą MES i hybrydową metodą MES. Pełna metoda Full<sub>FEA</sub> wykorzystuje dokładny model, w którym indukowane prądy wirowe, a następnie straty są obliczane osobno dla każdego przewodnika. Oczywiście jest to najbardziej czasochłonna metoda. Metoda hybrydowa Hybrid<sub>FEA</sub> wykorzystuje poziomy indukcji obliczone przez MES dla każdego obszaru zębka, a następnie straty są obliczane analitycznie. Obszary przyjmują formę prosto-kątów dzielących zębki na jego wysokości. Metoda ta jest szybka, ale znacznie mniej dokładna przy stosunkowo wysokich częstotliwościach i stosunkowo dużych przekrojach przewodów. W artykule przyjęto metodę mieszaną. Dla bazowego punktu pracy straty obliczono obydwoima metodami, a następnie obliczono współczynnik korygujący według wzoru:

$$k_{\frac{Full}{Hybrid}} = \frac{\Delta P_{Cu Full}}{\Delta P_{Cu Hybrid}}$$

gdzie:  $\Delta P_{Cu Full}$  — straty w uzwojeniu dla prądu przemiennego obliczone metodą pełnego MES,  $\Delta P_{Cu Hybrid}$  — straty w uzwojenia dla prądu przemiennego obliczone metodą hybrydową MES.

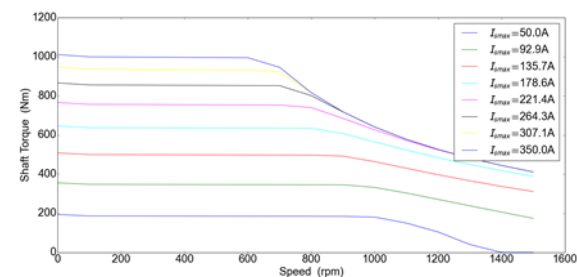


Rys. 10. Charakterystyka sumarycznych strat mocy w uzwojeniu w funkcji prędkości obrotowej silnika dla zasilania prądem  $I_{RMS}=108 A$



Rys. 11. Charakterystyka strat mocy  $AC_{loss}$  w uzwojeniu, w funkcji prędkości obrotowej silnika dla zasilania prądem  $I_{RMS}=108 A$

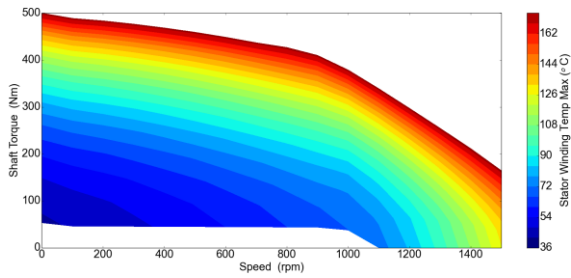
Na rysunku 12 zostały przedstawione charakterystyki momentu obrotowego w funkcji prędkości obrotowej dla różnych wartości prądu do założonej wartości maksymalnej  $I_{RMS}=350A$ . Maksymalny moment obrotowy, jaki silnik jest w stanie wygenerować jest równy ok.  $T_m=1000 Nm$ .



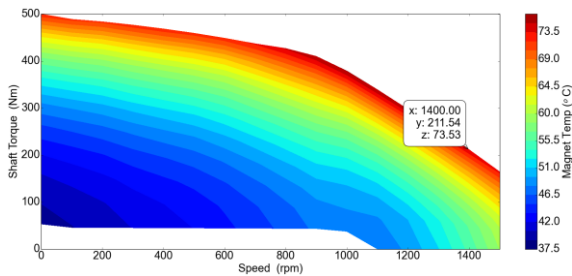
Rys. 12. Charakterystyki momentu obrotowego, w funkcji prędkości obrotowej

Na kolejnych rysunkach zostały przedstawione obliczone temperatury uzwojenia oraz magnesów trwałych przy założeniu pracy ciągłej S1 i maksymalnej temperatury uzwojenia  $T_{Cu} \leq 170^\circ C$  oraz temperatury magnesów  $T_{mag} \leq 120^\circ C$ . Z przedstawionych obliczeń wynika, że zakres pracy ciągłej jest ograniczony temperaturą uzwojenia, która osiągnęła wartość  $170^\circ C$ , podczas gdy maksymalna temperatura magnesu osiągnęła ok.  $74^\circ C$ . Na rysunkach 14 i 15 zostały przedstawione obliczone straty mo-

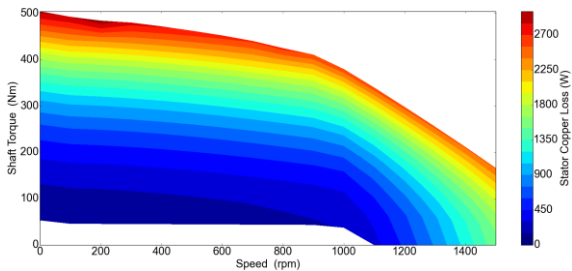
cy w uzwojeniu oraz w magnesach dla tych samych ograniczeń temperaturowych.



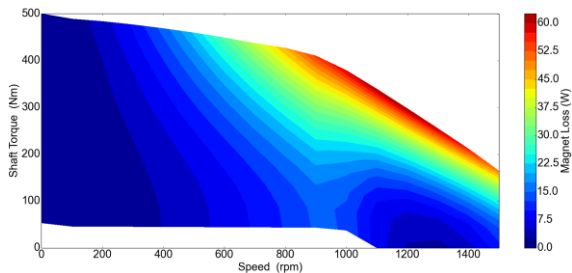
Rys. 13. Obliczone temperatury maksymalne uzwojenia przy założeniu pracy S1 silnika oraz  $T_{Cu} \leq 170^\circ\text{C}$  i  $T_{mag.} \leq 120^\circ\text{C}$



Rys. 14. Obliczone temperatury magnesów trwałych przy założeniu pracy S1 silnika oraz  $T_{Cu} \leq 170^\circ\text{C}$  i  $T_{mag.} \leq 120^\circ\text{C}$



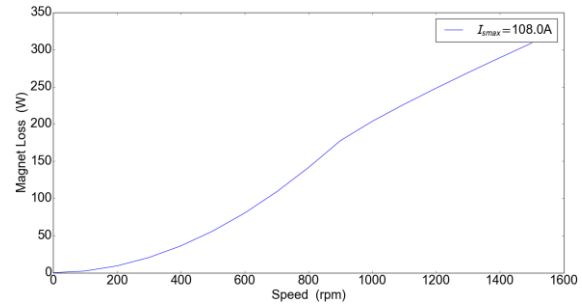
Rys. 15. Obliczone straty całkowite w uzwojeniu przy założeniu pracy S1 silnika oraz  $T_{Cu} \leq 170^\circ\text{C}$  i  $T_{mag.} \leq 120^\circ\text{C}$



Rys. 16. Obliczone straty całkowite w uzwojeniu przy założeniu pracy S1 silnika oraz  $T_{Cu} \leq 170^\circ\text{C}$  i  $T_{mag.} \leq 120^\circ\text{C}$

Na rysunku 6a można zauważyć, że do obliczeń przyjęto segmentację magnesu, co jest związane z ograniczeniem generowanych w nim strat mocy. Na rysunku 16 przedstawiono

wyniki obliczeń strat w magnesach trwałych dla prądu  $I_{RMS}=108$  A ale w miejscu 5ciu segmentów zastosowany został 1 segment. W porównaniu z rysunkiem 7 straty w magnesach trwałych znacząco wzrosły. W tabeli 4 zostały przedstawione obliczone temperatury magnesów dla punktu bazowego o współrzędnych  $T_m=108$  A,  $n=900$  obr/min, dla różnej liczby segmentów od 1 do 5.



Rys. 17. Charakterystyka strat mocy w magnesach w funkcji prędkości obrotowej dla zasilania silnika prądem  $I_{RMS}=108$  A dla magnesu 1 segmentowego

Tab. 4. Obliczone temperatury ustalone magnesu dla punktu bazowego silnika:  $T_m=400$  Nm,  $n=900$  obr/min i różnej liczby segmentów magnesu

Liczba segmentów	Temperatura [ $^\circ\text{C}$ ]
1	91,2
2	85
3	79,5
4	75,7
5	73,6

#### 4. Wnioski

W artykule zostały przedstawione modele obliczeniowe silnika elektrycznego do zabudowy w piaście koła samochodu. Modele obwodu elektromagnetycznego oraz cieplne są ze sobą sprzężone, co pozwala na obliczenie nie tylko charakterystyk pracy przy danej temperaturze poszczególnych elementów, ale również wyznaczenie obszarów pracy ciągłej, przy zachowaniu bezpiecznej temperatury uzwojenia oraz magnesów trwałych. W przypadku silników wzbudzanych magnesami trwałymi należy pamiętać, że temperatura pracy magnesu jest uzależniona również od zewnętrznego pola magnetycznego, w którym może pracować jeżeli silnik jest odwzbudzany. Segmentacja magnesów pozwoliła na obniżenie strat mocy, a w konsekwencji znaczące obniżenie temperatury pracy magnesów o  $17,5^\circ\text{C}$ .

## Literatura

- [1]. Ślaski, G.; Gudra, A.; Borowicz, A. Analysis of the influence of additional unsprung mass of in-wheel motors on the comfort and safety of a passenger car. *Arch. Autom. Eng. Arch. Motoryz.* 2014, 65, 51–64.
- [2]. Parczewski, K.; Romaniszyn, K.; Wnęk, H. Influence of electric motors assembly in hubs of vehicle wheels on the dynamics of movement, especially on surfaces with different adhesion coefficient. *Combust. Eng.* 2019, doi:10.19206/CE-2019-XXX.
- [3]. Dukalski, P.; Będkowski, B.; Parczewski, K.; Wnęk, H.; Urbaś, A.; Augustynek, K. Analysis of the influence of assembly electric motors in wheels on behaviour of vehicle rear suspension system. *Mater. Sci. Eng.* 2018, 421, doi:10.1088/1757-899X/421/2/0220.
- [4]. Dukalski, P.; Będkowski, B.; Parczewski, K.; Wnęk, H.; Urbaś, A.; Augustynek, K. Dynamics of the vehicle rear suspension system with electric motors mounted in wheels. *Maint. Reliab.* 2019, 21, 125–136, doi:10.17531/ein.2019.1.14.
- [5]. Frajnkovic, M.; Omerovic, S.; Rozic, U.; Kern, J.; Connes, R.; Renner, K.; Biček, M. Structural Integrity of In-Wheel Motors. *SAE Tech. Paper* 2018, 1829, 2018, doi:10.4271/2018-01-1829.
- [6]. Biček, M.; Connes, R.; Omerović, S.; Gündüz, A.; Kunc, R.; Zupan, S. The Bearing Stiffness Effect on In-Wheel Motors. *Sustainability* 2020, 12, 4070, doi:10.3390/su12104070.
- [7]. Parczewski, K.; Wnek; H. Comparison of overcoming inequalities of the road by a vehicle with a conventional drive system and electric motors placed in the wheels. In *Proceedings of the Conference Transport Means 2020*, Palanga, Lithuania, 2 October 2020.
- [8]. Li, G.; Wang, Y.; Zong, C. Driving State Estimation of Electric Vehicle with Four-wheel-hub-motors. *Qiche Gongcheng Automot. Eng.* 2018, 40, 150–155.
- [9]. Wanner, D.; Kreusslein, M.; Augusto, B.; Drugge, L. Single wheel hub motor failures and their impact on vehicle and driver behavior. *Veh. Syst. Dyn.* 2016, 54, 1–17.
- [10]. Krok R., Dukalski P. Selected Aspects of Decreasing Weight of Motor Dedicated to Wheel Hub Assembly by Increasing Number of Magnetic Poles, *Energies* Volume 14 Issue 4 2021
- [11]. Yamazaki, K.; Shina, M.; Kanou, Y.; Miwa, M.; Hagiwara, J. Effect of Eddy Current Loss Reduction by Segmentation of Magnets in Synchronous Motors: Difference Between Interior and Surface Types. *IEEE Trans. Magn.* 2009, 45, 10.
- [12]. Martin, F.; El-Hadi Zaïm, M.; Tounzi, A.; Bernard, N. Improved Analytical Determination of Eddy Current Losses in Surface Mounted Permanent Magnets of Synchronous Machine. *IEEE Trans. Magn.* 2014, 50, 6.
- [13]. Kowal, D.; Sergeant, P.; Dupré, L.; Vandebossche, L. Comparison of Iron Loss Models for Electrical Machines with Different Frequency Domain and Time Domain Methods for Excess Loss Prediction. *IEEE Trans. Magn.* 2015, 51, 1.
- [14]. Yamazaki, K.; Fukushima, N. Iron-Loss Modeling for Rotating Machines: Comparison Between Bertotti's Three-Term Expression and 3-D Eddy-Current Analysis. *IEEE Trans. Magn.* 2010, 46, 3121–3124, doi:10.1109/tmag.2010.2044384.

Badania są współfinansowane w ramach Programu Ministerstwa Nauki i Szkolnictwa Wyższego „Doktorat wdrożeniowy”

Praca stanowi kontynuację projektu „*Innowacyjne Rozwiązania Napędu Bezpośredniego Pojazdów Elektrycznych*”, który był finansowany ze środków NCBiR w ramach programu LIDER VII, zgodnie z umową: LIDER/24/0082/L-7/15/NCBR/2016

Projekt otrzymał Nagrodę Badawczą (nagroda główna) w XXV edycji Konkursu Nagrody Siemens dla naukowców i zespołów badawczych (Polska).

## Autorzy

mgr inż. Piotr Dukalski  
piotr.dukalski@komel.lukasiewicz.gov.pl  
dr inż. Bartłomiej Będkowski  
bartlomiej.bedkowski@komel.lukasiewicz.gov.pl  
Sieć Badawcza Łukasiewicz -Instytut Napędów i Maszyn Elektrycznych KOMEL

dr hab. inż. Roman Krok, prof. PŚ  
[roman.krok@polsl.pl](mailto:roman.krok@polsl.pl)  
Katedra Mechatroniki, Wydział Elektryczny Politechniki Śląskiej