

Obliczenia cieplne silnika elektrycznego do zabudowy w piaście koła samochodu

Piotr Dukalski, Bartłomiej Będkowski, Roman Krok

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, pozwalając 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, dzięki czemu 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 kierunkiem 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 czoł 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 ułamkową liczbę żłobków na biegun i fazę, należy zwracać uwagę nie tylko na temperaturę uzwojenia, ale również magnesów trwałych.

Streszczenie: 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 odzwudaniem.

Słowa kluczowe: silnik w piaście koła, silnik z magnesami trwałymi, samochód elektryczny, napęd elektryczny

HEAT CALCULATIONS WHEEL HUB MOTOR FOR ELECTRIC CAR

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.

Keywords: wheel hub motor, permanent magnet motor, electric car, electric drive

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 tabeli 1 zostały przedstawione główne parametry modelu oraz zasilania.

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

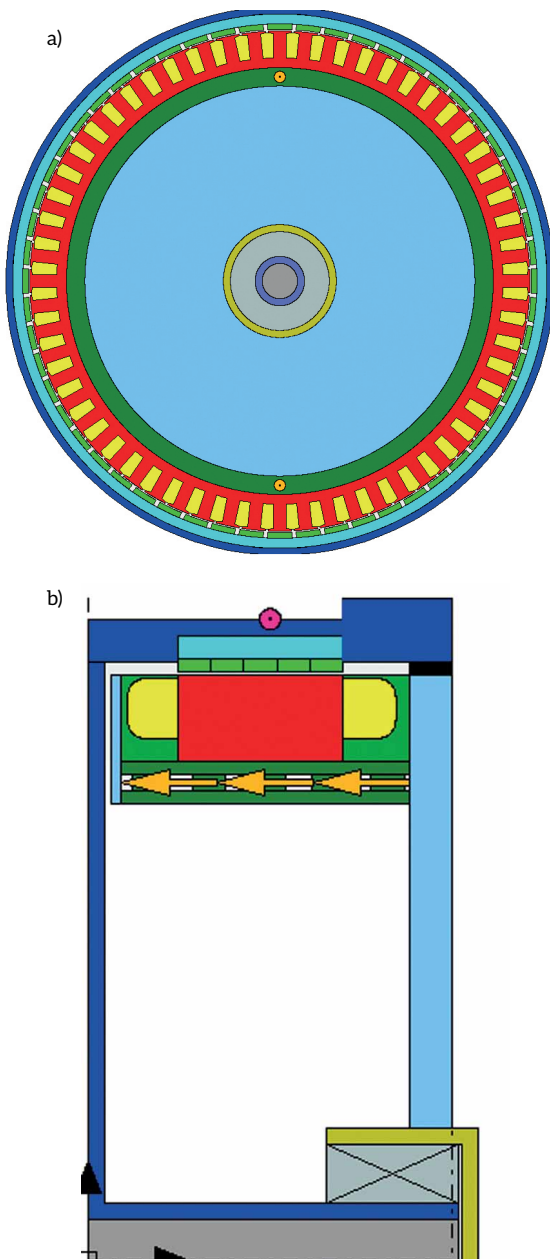
W tabeli 2 podano maksymalne indukcje w poszczególnych elementach rdzenia magnetycznego.

Na rysunku 3 został przedstawiony uproszczony schemat cieplny silnika.

Tabela 1. Wybrane parametry rozpatrywanego silnika

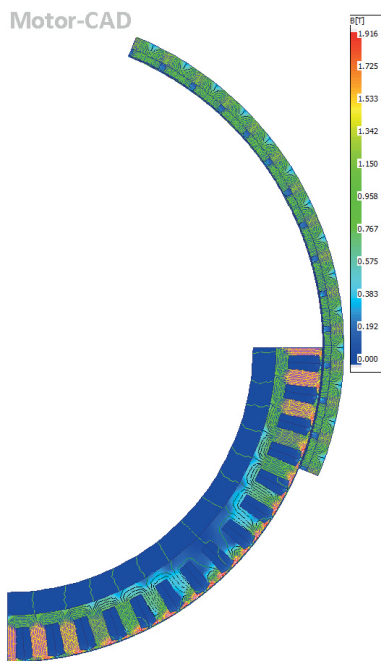
| Parametr | Wartość | Jednostka |
|--|---------|-----------|
| Liczba żłobków Q | 60 | - |
| Liczba biegunów 2p | 56 | - |
| Liczba żłobków na biegun i fazę q | 0,357 | - |
| Napięcie zasilania napęd V_{DC} | 350 | V |
| Prąd znamionowy I_N | 108 | A |
| Prąd maksymalny I_{max} | 350 | A |
| Maksymalna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

reklama



reklama

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

3. Wyniki obliczeń

Na rysunku 4 została przedstawiona obliczona charakterystyka momentu w funkcji prędkości obrotowej. Silnik pracuje w dwóch strefach sterowania, w strefie ze stałym momentem obrotowym do prędkości $n = 900$ obr./min i przy odzwzdużaniu do prędkości 1500 obr./min.

Na rysunku 5 został przedstawiony analogiczny wykres mocy mechanicznej na wale silnika.

Obliczenia zostały przeprowadzone dla temperatur przy pracy silnika w punkcie bazowym o współrzędnych $T_m = 400$ Nm, $n = 900$ obr./min i $I_{RMS} = 108$ A. Temperatury w poszczególnych elementach silnika dla punktu bazowego zostały przedstawione na rysunku 6.

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

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

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:

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

Tabela 2. Obliczone indukcje w rdzeniu magnetycznym silnika

| Część rdzenia magnetycznego | [T] |
|-----------------------------|------|
| Szczelina powietrzna | 0,8 |
| Ząb stojana | 1,6 |
| Zamknięcie zęba | 1,9 |
| Jarzmo stojana | 1,35 |
| Jarzmo wirnika | 1,25 |

gdzie:

k_h – współczynnik histerezy;

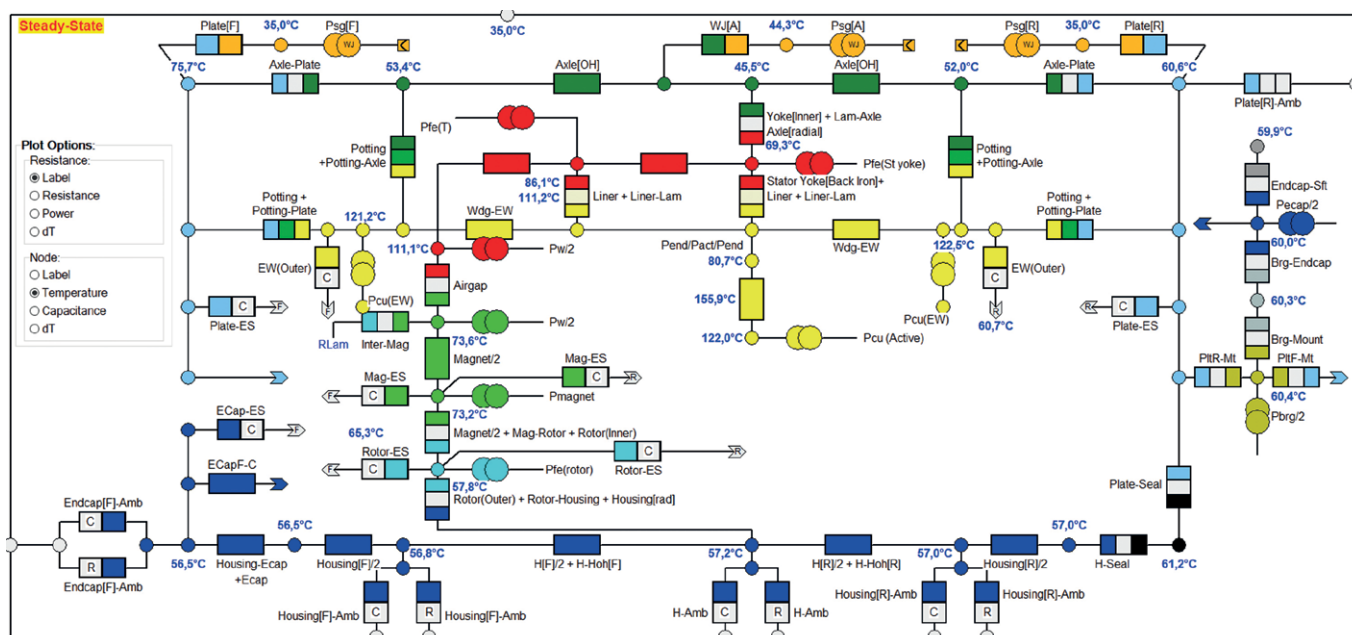
B_m – gęstość strumienia;

f – częstotliwość;

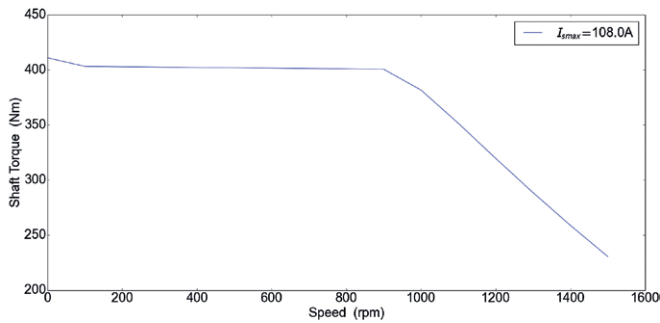
σ – przewodność;

b – grubość pojedynczego arkusza elektrycznego;

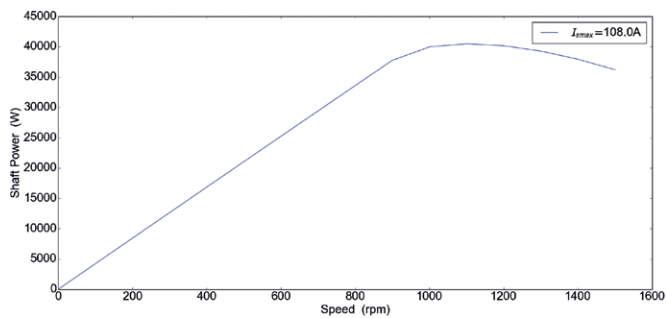
k_e – współczynnik strat.



Rys. 3. Uproszczony schemat cieplny silnika



Rys. 4. Charakterystyka momentu w funkcji prędkości obrotowej dla zasilania silnika prądem $I_{RMS} = 108\text{ A}$

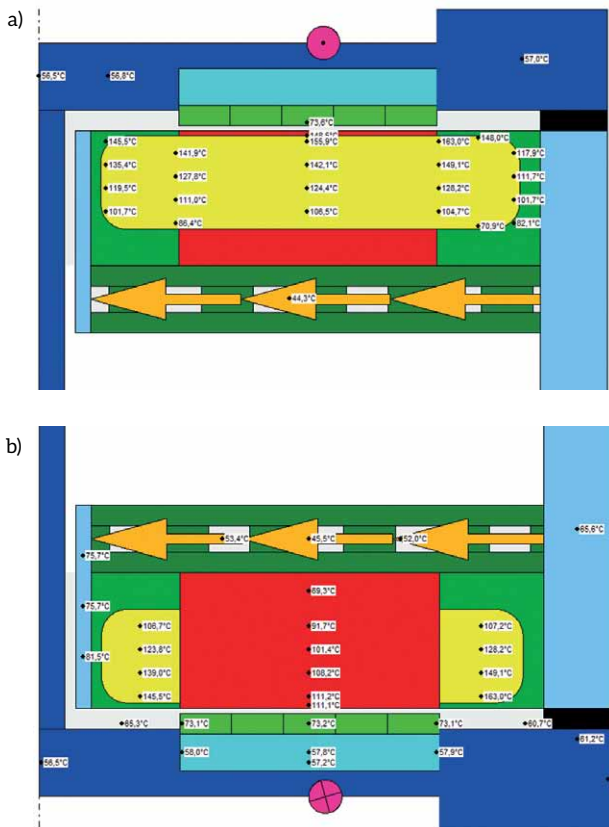


Rys. 5. Charakterystyka mocy mechanicznej w funkcji prędkości obrotowej dla zasilania prądem $I_{RMS} = 108\text{ A}$

Tabela 3. Obliczone temperatury ustalone dla punktu bazowego silnika: $T_m = 400\text{ Nm}$, $n = 900\text{ obr./min}$

| 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 |

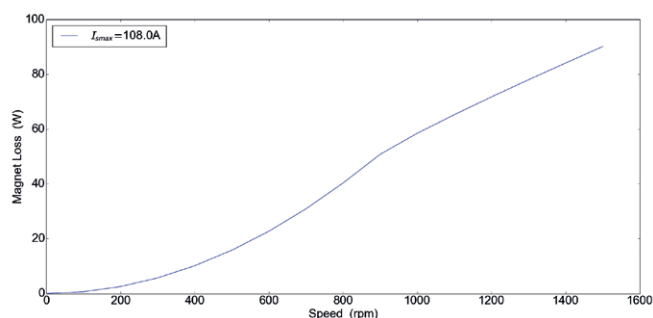
Pierwsza część wzoru dotyczy strat histerezowych (wynikających z pętli histerezy materiału ferromagnetycznego rdzenia magnetycznego). Druga część wzoru obejmuje straty spowodowane przepływem prądów wirowych (prądy wirowe indukowane są w rdzeniu magnetycznym). Trzecia część dotyczy strat nadmiarowych, 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



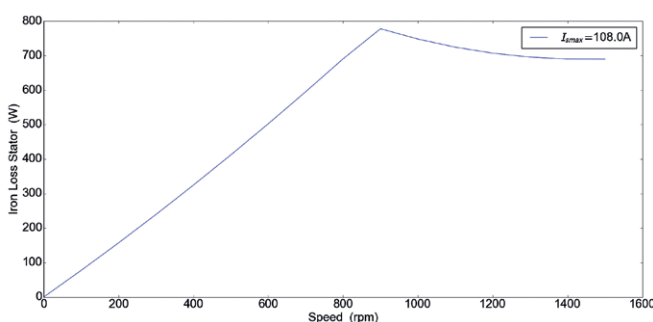
Rys. 6. Obliczone temperatury silnika dla pracy w punkcie bazowym o współrzędnych: $T_m = 400\text{ Nm}$, $n = 900\text{ obr./min}$, $I_{RMS} = 108\text{ A}$
a) przekrój przez żłobek; b) przekrój przez ząb stojana

reklama

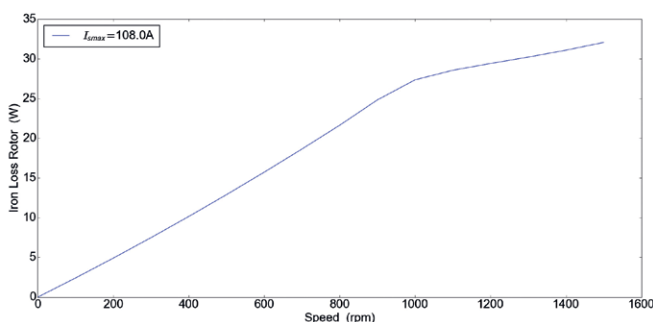
reklama



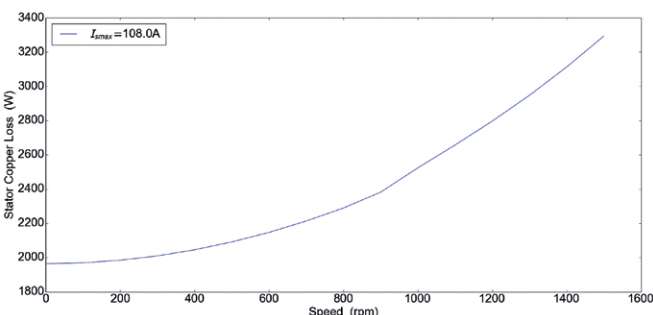
Rys. 7. Charakterystyka strat mocy w magnesach w funkcji prędkości obrotowej dla zasilania silnika prądem $I_{RMS} = 108$ A



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



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

narastają w pierwszej strefie sterowania silnika, a w strefie drugiej, gdzie silnik pracuje z odzwzbudaniem, 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 ΔC_{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_{FEA} 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_{FEA} wykorzystuje poziomy indukcji obliczone przez MES dla każdego obszaru żłobka, a następnie straty są obliczane analitycznie. Obszary przyjmują formę prostokątów dzielących żłobek 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 obydwoma metodami, a następnie obliczono współczynnik korygujący według wzoru:

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

gdzie:

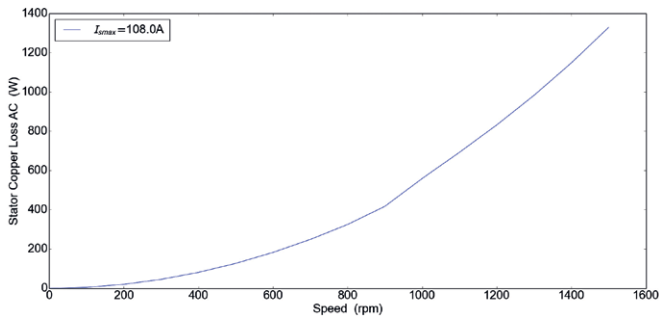
$\Delta P_{Cu Full}$ – straty w uzwojeniu dla prądu przemiennego obliczone metodą pełnego MES;

$\Delta P_{Cu Hybrid}$ – straty w uzwojenia dla prądu przemiennego obliczone metodą hybrydową MES.

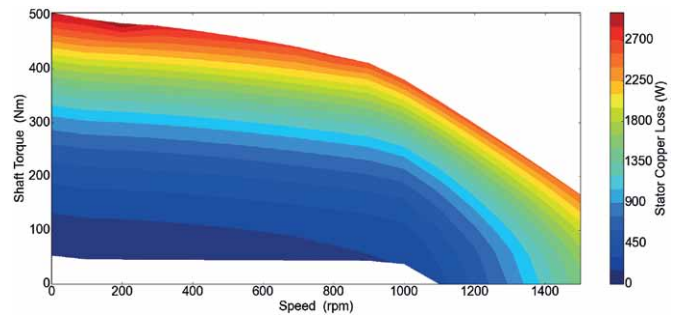
Na rysunku 12 zostały przedstawione charakterystyki momentu obrotowego w funkcji prędkości obrotowej dla różnych wartości prądu do założonej wartości maksymalnej $I_{RMS} = 350$ A.

Maksymalny moment obrotowy, jaki silnik jest w stanie wygenerować, jest równy ok. $T_m = 1000$ Nm.

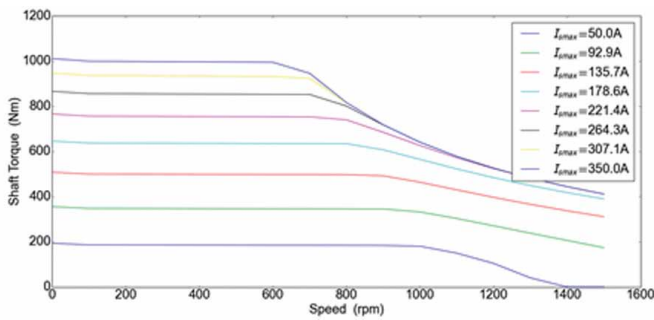
Na kolejnych rysunkach zostały przedstawione obliczone temperatury uzwojenia oraz magnesów trwałych przy założeniu pracy ciągłej S1 i maksymalnej temperatury uzwojenia $T_{Cu} \leq 170^\circ$ oraz temperatury magnesów $T_{mag.} \leq 120^\circ$. Z przedstawionych obliczeń wynika, że zakres pracy ciągłej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



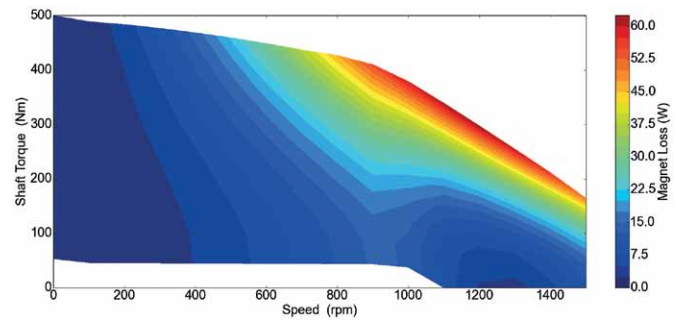
Rys. 11. Charakterystyka strat mocy AC_{loss} w uzwojeniu, w funkcji prędkości obrotowej silnika dla zasilania prądem $I_{RMS} = 108$ A



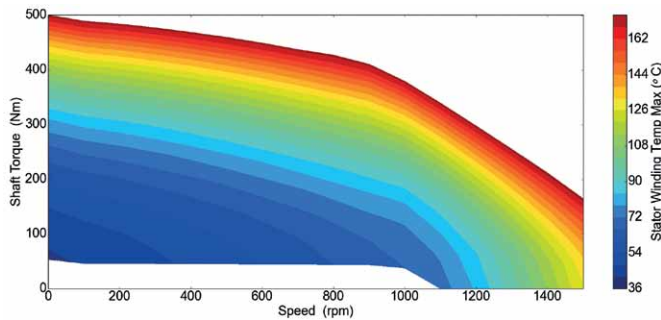
Rys. 15. Obliczone straty całkowite w uzwojeniu przy założeniu pracy S1 silnika oraz $T_{Cu} \leq 170^{\circ}C$ i $T_{mag} \leq 120^{\circ}C$



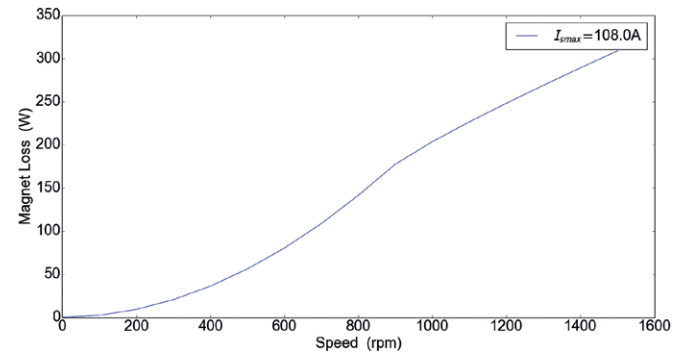
Rys. 12. Charakterystyki momentu obrotowego w funkcji prędkości obrotowej



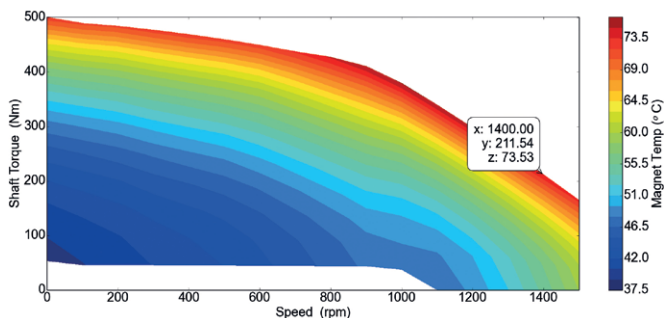
Rys. 16. Obliczone straty całkowite w uzwojeniu przy założeniu pracy S1 silnika oraz $T_{Cu} \leq 170^{\circ}C$ i $T_{mag} \leq 120^{\circ}C$



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



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



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

Tabela 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 [°C] |
|------------------|------------------|
| 1 | 91,2 |
| 2 | 85 |
| 3 | 79,5 |
| 4 | 75,7 |
| 5 | 73,6 |

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 miejsce 5 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.

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 nie tylko na obliczenie charakterystyk pracy przy danej temperaturze poszczególnych elementów, ale również na 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 odzwbudzany. Segmentacja magnesów pozwoliła na obniżenie strat mocy, a w konsekwencji na znaczące obniżenie temperatury pracy magnesów o $17,5^\circ$.


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., WŃĘK 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., WŃĘK 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., WŃĘK 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., RENER 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., OMEROVIC 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., WŃĘK 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., VANDENBOSSCHE 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).

 mgr inż. Piotr Dukalski

e-mail: piotr.dukalski@komel.lukasiewicz.gov.pl

dr inż. Bartłomiej Będkowski

e-mail: bartlomiej.bedkowski@komel.lukasiewicz.gov.pl

Sieć Badawcza Łukasiewicz – Instytut Napędów i Maszyn Elektrycznych KOMEL

dr hab. inż. Roman Krok, prof. PŚ

e-mail: roman.krok@polsl.pl

Katedra Mechatroniki, Wydział Elektryczny Politechniki Śląskiej