Coupled thermal electromagnetic numerical modelling of an effective heat dissipation process from an electric motor

# Bartłomiej Melka





**GLIWICE 2019** 

Ph.D. Thesis

Bartłomiej Melka

# Sprzężony cieplno - elektromagnetyczny model numeryczny procesu efektywnego rozpraszania ciepła z silnika elektrycznego

Obszerne streszczenie pracy doktorskiej

Instytut Techniki Cieplnej Wydział Inżynierii Środowiska i Energetyki Politechnika Śląska Gliwice, 2019



#### Autor:

Bartłomiej Melka, M.Sc. Silesian University of Technology Faculty of Energy and Environmental Engineering Institute of Thermal Technology S. Konarskiego 22, 44-100 Gliwice, Poland e-mail: *Bartlomiej.Melka@polsl.pl* 

#### **Promotor:**

Jacek Smołka, Ph.D., D.Sc. Associate Professor at Silesian University of Technology Faculty of Energy and Environmental Engineering Institute of Thermal Technology S. Konarskiego 22, 44-100 Gliwice, Poland e-mail: *Jacek.Smolka@polsl.pl* 

#### Współpromotor:

Janusz Hetmańczyk, Ph. D. Faculty of Electrical Engineering Department of Power Electronics, Electrical Drives and Robotics B. Krzywoustego 2, 44-100 Gliwice, Poland e-mail: *Janusz.Hetmanczyk@polsl.pl* 

#### **Recenzenci:**

dr hab. inż. Maciej Jaworski, Profesor Politechniki Warszawskiej Wydział Mechaniczny Energetyki i Lotnictwa Instytut Techniki Cieplnej Nowowiejska 21/25, 00-665 Warszawa e-mail: *Maciej.Jaworski@itc.pw.edu.pl* 

dr hab. inż. Mariusz Rząsa Profesor Politechniki Opolskiej Politechnika Opolska Wydział Mechaniczny Katedra Techniki Cieplnej i Aparatury Przemysłowej S. Mikołajczyka 5, 45-271 Opole e-mail: *M.Rzasa@po.opole.pl* 

# Spis treści

1	Wstęp									
	1.1 Motywacje									
	1.2 Przegląd literatury dotyczący badań cieplnych w silnikach elektrycznych	2								
	1.3 Cel badania	4								
	1.4 Obiekt badań	4								
2	Badania ekperymentalne	7								
3	Model numeryczny	10								
	3.1 Model cieplny	10								
	3.2 Model elektromagnetyczny	12								
	3.3 Procedura sprzężenia modeli EMAG i CFD	12								
4	Wyniki	14								
5 Podsumowanie i wnioski										
Bi	bliografia	26								

#### Rozdział 1

#### Wstęp

#### 1.1 Motywacje

Ochrona środowiska przed postępującą degradacją spowodowaną działalnością człowieka jest obecnie jednym z najistotniejszych problemów ludzkości. Obowiązujące przepisy środowiskowe skłaniają przemysł do ograniczania zużycia nieodnawialnych źródeł energii. Prowadzi to m.in. do zwiększenia znaczenia napędów elektrycznych w transporcie i innych gałęziach przemysłu, zastępując jednocześnie silniki spalinowe [1]. Swobodę rozpowszechnienie pojazdów elektrycznych ogranicza ich wysoka cena oraz stan rozwoju technologii magazynowania energii elektrycznej. Jednakże, w niedalekiej przyszłości możemy spodziewać się coraz skuteczniejszych technologii dostępnych na rynku pokonujących wspomniane ograniczenia [2, 3, 4, 5]. Silniki elektryczne stosowane jako główne źródło napędu w pojazdach elektrycznych mogą być zasilane bezpośrednio prądem stałym z akumulatorów stosowanych w pojazdach. Dlatego też w nadchodzących latach można spodziewać się wzrostu wykorzystania silników elektrycznych napędzanych bezpośrednio ze źródeł prądu stałego.

Silniki elektryczne zasilane prądem stałym można podzielić na dwie podstawowe grupy tj. szczotkowe lub bezszczotkowe. Choć silnik szczotkowy charakteryzuje się prostszą konstrukcją i niższą ceną [6], wymaga również systematycznej wymiany szczotek i dodatkowej procedury serwisowej. Wydajność silników szczotkowych jest również mniejsza przez występowanie strat tarcia podczas mechanicznego procesu komutacji oraz często przez większy opór elektryczny pomiędzy szczotkami i mechanicznym komutatorem. Silniki wykonane w technologii bezszczotkowej muszą być wyposażone w komutator elektroniczny, ale są wolne od wskazanych wad technologii szczotkowej [7]. Ponadto, główną zaletą technologii bezszczotkowej jest wyższa sprawność takich silników, co jest uzasadnieniem wyższej ceny tego produktu. Silniki bezszczotkowe mogą również charakteryzować się większą gęstością mocy. Zważywszy na wymienione zalety, na przedmiot badań w rozprawie doktorskiej wybrany został silnik bezszczotkowy z magnesami trwałymi.

Analiza cieplna powinna odgrywać ważną rolę w procesie projektowania silników elektrycznych. Pozwala ona oszacować maksymalną temperaturę w maszynie i znaleźć miejsce potencjalnego przegrzania. Zabezpieczenie przed przegrzaniem jest szczególnie ważne w obszarze uzwojeń silnika [8]. Konstrukcja silnika powinna być również zabezpieczona przed osiągnięciem temperatury wyższej niż dopuszczalna z punktu widzenia naprężeń termicznych. Jak wskazują wniosku opublikowanych prac [9], [10], [11], [12, 13], analiza cieplna silnika elektrycznego powinna być traktowana jako kluczowy aspekt projektowania silnika. Analiza cieplna jest również głównym narzędziem wykorzystanym w niniejszej pracy doktorskiej.

# 1.2 Przegląd literatury dotyczący badań cieplnych w silnikach elektrycznych

Charakterystyka cieplna maszyn elektrycznych była przedmiotem wielu badań od początku popularyzacji maszyn elektrycznych w technikach przemysłowych. Jednym z najprostszych i najbardziej popularnych modeli przewidywania rozkładu temperatury w maszynach elektrycznych jest skupiony model parametryczny (LPM) [14]. Technika ta została rozpowszechniona w połowie XX wieku i nadal jest narzędziem do szacowania temperatury komponentów silnika w aktualnie prowadzonych badaniach [15]. LPM w analizie cieplnej maszyn elektrycznych znany jest również jako sieć cieplna [16]. Główną zaletą sieci cieplnych jest ich wystarczająca dokładność przy krótkim czasie prowadzenia obliczeń. Ponadto, zastosowanie sieci cieplnych jest nadal aktualne nawet w przypadku prostych modeli wyposażonych w procedurę kalibracji [17, 18]. W złożonych analizach wielofizycznych badających awarię mechaniczną silnika, sieci cieplne nadają się jako pomocniczy model cieplny do zlokalizowania miejsc charakteryzujących się najwyższymi występującymi w nich temperaturami, np. jak w [19]. W artykule tym zbadano awarię łożyska magnetycznego, a analiza cieplna była jedną z części opisanych badań.

Bardziej złożoną i dokładną metodą szacowania rozkładu temperatury jest analiza CFD. W literaturze istnieje wiele badań, które porównują CFD i LPM w odniesieniu do danych doświadczalnych [20]. Jedna z najważniejszych prac dotyczących modelowania cieplnej pracy silnika elektrycznego dotyczy opracowania modelu CFD i wykorzystanie wyników pola CFD w analizie LPM [21]. W literaturze istnieją również badania oparte na metodzie elementów skończonych (FEM), która jest zwykle stosowana, gdy badacze skupiają się wyłącznie na przewodzeniu ciepła w elementach konstrukcyjnych. W pracach opartych na metodach FEM, analizujących silniki elektryczne, uproszczenia takie jak pominięcie zjawisk promieniowania lub traktowanie płynnego medium jako ciała stałego przypisując mu konwekcyjne warunki brzegowe jest sposobem na uzyskanie satysfakcjonujących wyników. Takie uproszczenia dają m. in. możliwość modelowania stanów nieustalonych dla chwilowej szczytowej mocy silnika, np. w pracy [22].

Intensyfikacja wymiany ciepła z silników elektrycznych była przedmiotem wielu badań w ostatnich latach i jest to wciąż temat aktualny. Analiza technologii rozpraszania ciepła z silników elektycznych podejmowana była m.in. w badaniach [23, 24, 25]. Przykładem metody intensyfikującej wymianę ciepła z silnika do otoczenia jest wykorzystanie płaszcza wodnego [26, 27, 24, 28]. W pracy [29] zaproponowano wykorzystanie wentylatora. W artykułach [30, 31, 32] przedstawiono jedną z najnowocześniejszych koncepcji intensyfikacji wymiany ciepła z uzwojeń silnika za pomocą natryskowego czynnika chłodzacego bezpośrednio uzwojenia. Jedną z łączonych metod jest zastosowanie płaszcza wodnego z systemem wentylacji wewnętrznej, a w przypadku silnika o dużej prędkości obrotowej kombinacja ta została przetestowana i opisana w pracy [33]. Jednakże, chłodzenie natryskowe lub zewnętrzne systemy chłodzenia płaszczem wodnym lub integracja wentylatorów z silnikiem okazują się często nieodpowiednie dla małych maszyn energetycznych, które są zbudowane z wykorzystaniem pasywnych systemów odprowadzania ciepła. Z tego powodu w pracy tej analizowane są systemy poprawy rozpraszania ciepła z wykorzystaniem elementów pasywnych takich jak ożebrowanie i wypełnienie materiałami termoprzewodzącymi. Efekt obniżenia temperatury uzwojeń można także osiągnąć poprzez modyfikację konstrukcji silnika, co zostało udowodnione w pracy [34], gdzie zmieniono koncepcję kształtu szczeliny rdzenia.

W literaturze nie ma zbyt wielu publikacji dotyczących zwalidowanych modeli rozpraszania ciepła z małych silników elektrycznych, w których główną metodą rozpraszania strat mocy jest konwekcja swobodna z promieniowaniem z zewnętrznej powierzchni obudowy. W literaturze przedstawiono badania oparte na sprawdzonych modelach obiektów, podobnych do silników elektrycznych, lecz nimi nie będącymi. Analiza numeryczna zjawiska konwekcji swobodnej z małego źródła ciepła w zamkniętej komorze, która została zwalidowana eksperymentalnie, przedstawiona została w pracy [35]. Niemniej jednak ciepło z silników elektrycznych rozpraszane jest również wskutek złożonego zjawiska konwekcji wymuszonej, wynikającej z ruchu elementów obrotowych. Badania pokazujące pole przepływu wewnątrz i na zewnątrz obudowy silnika nie są powszechne w literaturze. Jednym z przykładów, w których pole prędkości wody było badanym obiektem pomiarów, jest praca [36]. Wyniki numeryczne pola prędkości powietrza wewnątrz i na zewnątrz silnika zostały przedstawione w artykułach związanych z tą rozprawą doktorską[37, 38].

#### 1.3 Cel badania

Przedstawiony w pracy przegląd motywacji i literatury potwierdził ciągle istniejącą potrzebę badań cieplnych nad silnikami małej mocy. Celem pracy było opracowanie koncepcji intensyfikacji rozpraszania ciepła z silnika PM BLDC, które pozwoliłyby na obniżenie temperatury uzwojeń. Do osiągniecia celu wykorzystano analizę numeryczną oraz jej walidację w oparciu o badania eksperymentalne.

Hipoteza pracy doktorskiej została sformułowana jako: "Połączenie pasywnych technik poprawy rozpraszania ciepła, w tym zastosowanie warstwy materiału wysoko emisyjnego, rozwinięcia zewnętrznej powierzchni obudowy i zastosowania wypełnienia termoprzewodzącego (materiału termoprzewodzącego), jest skutecznym sposobem na obniżenie temperatury uzwojeń w silniku małej mocy PM BLDC". Hipotezę sformułowano na podstawie przeglądu literatury przedstawionej w poprzednim rozdziale.

#### 1.4 Obiekt badań

Przedmiotem badań był silnik PM BLDC z magnesami neodymowi. Moc znamionowa silnika wynosiła niecałe 0,5 kW, jego napięcie znamionowe wynosiło 24 V, a prąd znamionowy 21,1 A. Znamionowy moment mechaniczny silnika wynosił 1,09 Nm, a jego prędkość znamionowa 3780 obr/min. Analizowany silnik należy zatem do grupy silników małej mocy. Uproszczony schemat badanej konstrukcji silnika pokazano na Rys. 1.1 w jego lewym dolnym rogu. Rys. 1.1 zawiera również elementy urządzenia badawczego i jest opisany w następnym rozdziale poświęconym eksperymentalnej części pracy.

W trakcie badań wskazano trzy różne koncepcje poprawy rozpraszania ciepła, w tym zwiększenie emisyjności ścian obudowy, zastosowanie dwóch typów ożebrowania oraz zastosowanie materiału termoprzewodzącego wewnątrz analizowanego silnika.



**Rysunek 1.1:** Uproszczony schemat stanowiska badawczego opracowanego podczas pierwszej kampanii eksperymentalnej

Koncepcje poprawy rozpraszania ciepła oparte były na metodach pasywnych. Pierwsza koncepcja poprawy rozpraszania ciepła polegała na pokryciu zewnętrznych powierzchni silnika i wsporników silnika cienką warstwą materiału charakteryzującego się wysoką emisyjnością, przy czym koncepcja ta oznaczona została jako *Wariant B* przedstawiony na Rys. 1.2. Kolejną koncepcją poprawy rozpraszania ciepła było zastosowanie aluminiowych radiatorów zamontowanych na zewnętrznych ścianach silnika odpowiednio oznaczone jako *Warianty C* i *D*.Ostatnią analizowaną konfiguracją oznaczoną jako *Wariant E*, która powinna prowadzić do obniżenia temperatury w uzwojeń, było zastosowanie materiału termoprzewodzącego w wolnej przestrzeni w analizowanym silniku. Zdjęcia opisujące *Varianty* od *A* do *E* przedstawione są na rysunku 1.2. Ostatnia testowana konfiguracja łączy w sobie *Warianty B*, *D* i *E*. Konfiguracja ta została oznaczona jako *Variant E*+D.



**Rysunek 1.2:** Zdjęcia silnika na stanowisku badawczym w pięciu wariantach: (a) *Wariant A*: silnik przed modyfikacją, (b) *Wariant B*: zewnętrzne powierzchnie obudowy silnika pokryte grafitem, (c) *Wariant C*: silnik z mniejszymi żebrami, (d) *Wariant D*: silnik z większymi żebrami oraz (e) *Wariant E*: silnik z wypełnieniem termoprzewodzącym wokół uzwojeń.

# Rozdział 2

#### Badania ekperymentalne

W pracy, w rozdziale opisującym badania eksperymentalne przedstawiono dwie niezależne kampanie eksperymentalne. Dla każdej kampanii przedstawiono i opisano badane konfiguracje silnika wraz z elementami stanowiska badawczego i urządzeniami pomiarowymi. Ponadto przedstawiono wszystkie badane punkty pracy badane w każdej kampanii.

Stanowisko badawcze składało się z dwóch takich samych silników PM BLDC połączonych ze sobą sprzęgłem uniwersalnym. Uproszczony schemat skonstruowanego stanowiska badawczego przedstawiono na Rys. 1.1 w poprzednim rozdziale. Pierwszy silnik pracował w trybie silnikowym (po lewej stronie na rys. 1.1), a drugi w trybie prądnicy. W konsekwencji drugi silnik został zastosowany jako obciążenie dla pierwszej maszyny. Obiektem, na którym skupiały się badania była pierwsza maszyna pracująca w trybie silnikowym. Dlatego też wszystkie pomiary były rejestrowane tylko w obrębie tej maszyny.

Podczas kampanii eksperymentalnych temperatura zmierzona była przy użyciu 22 skalibrowanych termopar typu T. Kalibracja termopar została wykonana przy użyciu jednostki Fluke 9100S z dokładnością  $\pm$  0,3 K.

Do pomiarów prędkości powietrza poza maszyną wykorzystano technikę anemometrii stało temperaturowej (ang. Constant Temperature Anemometry - CTA).

Pole prędkości w tylnej części obudowy silnika zmierzono za pomocą laserowej anemometrii dopplerowskiej (ang. Laser Doppler Anemometry - LDA). System LDA służył do pomiaru składowych prędkości w dwóch kierunkach: poziomym i pionowym. Pomiary prędkości w wewnątrz silnika wykonano w dwóch odcinkach.

Operating	Generator	Power	Av. RMS	Rev.	$\Delta P_{Cu}$ ,	$\Delta P_{Fe}$ ,	$\Delta P_{mech}$ ,
Point No.	load,	supply	current of	speed,			
		voltage,	the phases,				
	Ω	V	А	rpm	W	W	W
Ι	0.25	9.43	10.70	1415	7.95	3.16	1.27
II	0.25	24.44	20.50	3489	33.52	11.57	3.12
III	0.33	9.16	8.98	1415	5.38	3.16	1.27
IV	0.33	16.66	14.20	2501	14.58	7.02	2.24
V	0.33	23.88	17.83	3572	24.57	11.99	3.20
VI	0.50	8.60	6.68	1415	2.94	3.08	1.24
VII	0.50	15.83	10.73	2501	8.05	7.02	2.24
VIII	0.50	22.77	14.13	3572	14.74	11.99	3.20
IX	1.00	8.05	4.07	1389	1.08	3.08	1.24
Х	1.00	14.44	6.45	2501	2.78	7.02	2.24
XI	1.00	20.83	8.74	3489	5.27	11.57	3.12

Tabela 2.1: Punkty pracy silnika podczas pierwszej kampanii pomiarowej

Pomiary elektryczne wykonano przy użyciu multimetru cyfrowego Sanwa PC5000a, sond prądowych Chauvin Arnoux E3N oraz oscyloskopu Tektronix MSO 3014. Prędkość obrotową maszyny odczytano z oscyloskopu podłączonego do komutatora elektronicznego, który przekazywał sygnał o aktualnym położeniu wirnika z czujnika hallotronowego umieszczonego w analizowanym silniku. Zastosowana aparatura badawcza oraz procedura pomiarowa opisane były również w publikacji [38]. Punkty pracy analizowanej maszyny w pierwszej kampanii pomiarowej zostały zaprezentowane w Tab. 1.

Podczas drugiej kampanii pomiarowej opisanej w pracy badane były również metody intensyfikacji rozpraszania ciepła z analizowanej maszyny opisane we wstępie. Analizowane punkty pracy zostały zaprezentowane w Tab. 2.2. Badania z tego etapu zostały również opisane w artykule [39].

Operating	Generator	Power supply	Av. RMS current	Torque,	Rev.	Output
Point No.	load,	voltage,	of the phases,		speed,	power,
	Ω	V	А	Nm	rpm	W
1	0.25	24.44	21.33	1.08	3495.00	395.28
2	0.25	17.49	17.23	0.94	2500.50	246.14
3	0.25	9.49	11.13	0.63	1382.85	91.23
4	0.33	23.88	18.53	0.98	3510.00	360.22
5	0.33	16.78	14.57	0.78	2499.00	204.12
6	0.33	9.12	9.20	0.49	1401.60	71.92

Tabela 2.2: Punkty pracy silnika podczas drugiej kampanii pomiarowej

## **Rozdział 3**

# Model numeryczny

#### 3.1 Model cieplny

Pierwszym etapem budowy modelu numerycznego było opracowanie domeny obliczeniowej. Podstawowa domena numeryczna silnika została przedstawiona na Rys. 3.1. Kolejne warianty domeny obliczeniowej obejmujące zaproponowane sposoby intensyfikacji rozpraszania ciepła polegały na zastosowaniu ożebrowania w dwóch różnych konfiguracjach oraz zastosowania materiału termo-przewodzącego wewnątrz wolnych przestrzeni silnika.

Przygotowane domeny obliczeniowe w opisanych wariantach zostały następnie zdyskretyzowane. Zaproponowane siatki numeryczne w każdym z wariantów poddane były również analizie wrażliwości.

Siatki numeryczne posłużyły do rozwiązania podstawowych równań mechaniki płynów oraz przepływu ciepła. Modele CFD zostały zbudowane na podstawie równań opisujących zasady zachowania masy, pędu i energii. Równania dotyczące zachowania masy i pędu zostały rozwiązane dla domeny płynu. Dodatkowo, równanie zachowania energii zastosowano oddzielnie dla ciał stałych i płynu. Następnie przedstawiono równania opisujące model turbulencji. Na koniec przedstawiono równanie opisujące zjawisko promieniowania. Wszystkie równania zostały obliczone dla stanu ustalonego. W równaniu zachowania energii przypisane zostały odpowiednio źródła ciepła zgodne w wyznaczonymi stratami w analizowanej maszynie.

W domenie numerycznej, jedynym płynem było powietrze atmosferyczne. Obecne by-





ło ono wewnątrz i wokół obudowy silnika. Powietrze traktowane było jako idealny gaz nieściśliwy. Właściwości takie jak gęstość, lepkość dynamiczna, ciepło właściwe i przewodność cieplna zdefiniowano jako wartości zależne od temperatury. Funkcja właściwości płynu została wprowadzona do programu za pomocą dedykowanych funkcji użytkownika.

W stanie ustalonym, przyjętym dla modelu cieplnego, dla elementów konstrukcyjnych silnika to przewodnictwo cieplne miało istotny wpływ na uzyskane wyniki. Do elementów konstrukcyjnych silnika przypisane zostały odpowiednie współczynniki przewodzenia ciepła. Analizowane właściwości dla uzwojeń i rdzenia silnika miały charakter anizotropowy. Niższa wartość współczynnika przewodzenia ciepła uzwojeń występowała w kierunku poprzecznym cewek i wynikała przede wszystkim z niskiej wartości współczynnika przewodzenia ciepła izolacji przewodów. Znacznie wyższa wartość współczynnika przewodzenia ciepła izolacji przewodów. Znacznie wyższa wartość współczynnika przewodzenia ciepła była obserwowana w kierunku wzdłużnym uzwojeń. Dlatego też zastosowanie anizotropowej przewodności cieplnej uzwojeń wymagało zdefiniowania lokalnych układów współrzędnych. W pracy przeanalizowano efektywny współczynnik przewodzenia ciepła w poprzek uzwojeń za pomocą modeli pomocniczych 2-D w zależności od trzech parametrów wejściowych. Były nimi współczynnik przewodzenia ciepła izolacji uzwojeń, powierzchnia styku sąsiadujących cewek oraz układ ułożenia uzwojenia.

#### 3.2 Model elektromagnetyczny

Oddzielny model elektromagnetyczny został opracowany w celu symulacji zjawisk elektromagnetycznych występujących w analizowanym silniku elektrycznym. Głównym celem tego modelu było oszacowanie strat mocy niezależnie od badań eksperymentalnych. Do sformułowania tego modelu wykorzystano oprogramowanie Maxwell. Głównymi składnikami domeny w modelu elektromagnetycznym były: rdzeń stojana, uzwojenia, magnesy, rdzeń wirnika, wał i oddzielone powierzchnie powietrza. W analizie EMAG pominięto materiał PCB, elementy plastikowe obudowy, mocowania aluminiowe i inne elementy dodatkowe. Nie były one bowiem istotne z elektromagnetycznego punktu widzenia. Model EMAG opracowano w dwóch wariantach 2-D oraz 3-D. Domeny zdyskretyzowano oraz rozwiązano w nich podstawowe równania elektrodynamiki klasycznej takie jak: prawo indukcji elektromagnetycznej Faradaya, prawo Ampère'a, prawo Gaussa dla elektryczności oraz prawo Gaussa dla magnetyzmu. Wszystkie wyszczególnione prawa oraz wyszczególnione na ich podstawie równania nazywane są potocznie równaniami Maxwella.

#### 3.3 Procedura sprzężenia modeli EMAG i CFD

Pierwszą analizę obejmującą sprzężenie modeli EMAG i CFD oparto na sprzężeniu 2,5-D. Oznacza to, że analiza EMAG została przygotowana jako model 2-D i wyznaczone na jego podstawie straty zostały przeniesione do domeny 3-D modelu CFD. Niezbędna była również interpolacja pola obliczonych strat z modelu EMAG do modelu CFD. Interpolację tą przeprowadzono dla strefy uzwojeń i rdzenia.

Drugi model sprzężony oparty był na modelu trójwymiarowym EMAG oraz opisanym wcześniej modelu CFD. W tym przypadku przeprowadzono interpolację danych dla pełnej przestrzeni 3-D.

Analizy elektromagnetyczne prowadzono dla stanu nieustalonego wynikającego z charakteru zjawisk elektromagnetycznych. Każda pozycja wirnika odpowiadała danemu rozkładowi pola indukcji. Dlatego też straty mocy wynikające z analizy elektromagnetycznej były następnie uśredniane. Transfer danych pomiędzy modelem cieplnym i elektromagnetycznym opierał się na sprzężeniu dwukierunkowym. Szacowane straty z modelu EMAG zostały przeniesione do modelu termicznego, natomiast pole temperatury uzwojeń zostało przeniesione w następnej iteracji z modelu cieplnego do modelu EMAG. Schemat blokowy procedury sprzężenia przedstawiono na Rys. 3.2. Ponadto na zaprezentowanym schemacie przedstawiono integrację z modelem pomocniczym 0-D umożliwiającym symulację układu komutacji elektronicznej.



Rysunek 3.2: Schemat procedury sprzężenia modeli CFD i EMAG

## **Rozdział** 4

## Wyniki

Pole temperatury otrzymane dla punktu pracy najbliżej parametrów mocy znamionowej przedstawia rysunek 4.1. Analizowany punkt pracy silnika, tj. Operating Point II, charakteryzuje się również najwyższymi temperaturami, które występowały w domenie numerycznej i które zostały zarejestrowane podczas eksperymentu. Na wspomnianym rysunku przedstawiono pole temperatury w przekroju poziomym i pionowym. Ponadto zilustrowano pole temperatury na zewnętrznych powierzchniach uzwojeń oraz na płytce PCB. Na rysunku widoczne jest, że najwyższa temperatura występuje na zewnętrznych powierzchniach uzwojeń stykających się z powietrzem wewnątrz silnika. Taka sama temperatura występuje w miedzianych przewodnikach umieszczonych na płytce PCB. Opisane pole temperatury przedstawione na rysunku 4.1 można traktować jako reprezentatywne dla wszystkich analizowanych punktów pracy. Natomiast dla pozostałych punktów pracy wartości temperatury są odpowiednio niższe.

Jako przykład walidacji wyników punktowych temperatury można przytoczyć wyniki zaprezentowane na Rys. 4.2. Przedstawiono na nim wyniki uzyskane przy najwyższym obciążeniu i najwyższej analizowanej prędkości obrotowej silnika. Dlatego też przedstawiony punkt pracy charakteryzował się najwyższą badaną temperaturą występującą w analizowanych warunkach pracy silnika. Na tym rysunku termopary zamocowane na uzwojeniach wskazały najwyższe wartości temperatury pomiędzy 90 a 96°C.

Jako przykład walidacji pola prędkości na zewnątrz silnika można przytoczyć wyniki zaprezentowane na Rys. 4.3. Przedstawiono na nim wyniki prędkości z modelu numerycznego i badań eksperymentalnych dla punktu pracy oznaczonego jako Operating Point II reprezentującego analizowany już punkt znamionowy pracy silnika.



**Rysunek 4.1:** Pole temperatury w °C w przekroju przez oś silnika z widocznymi powierzchniami zewnętrznymi uzwojeń przy obciążeniu 4 rezystorów i prędkości obrotowej 3500 obr/min (Operating Point II)

Zgodnie z oczekiwaniami, najwyższe wartości prędkości osiągnięto w punkcie pracy, który charakteryzował się najwyższą temperaturą silnika.

Na rys. 4.4 zilustrowano wektory prędkości w pobliżu wirnika. Wyniki przedstawione na tym rysunku są zgodne z wynikami badań opublikowanymi w artykule [40]. Powietrze osiąga tam bowiem prędkość maksymalną zgodną z prędkością liniową elementów wirujących.

Jako przykład walidacji pola prędkości wewnątrz silnika można przytoczyć wyniki zestawione na Rys. 4.5. Zauważalne jest, że prędkość uzyskana z modelu i pomiarów jest ujemna w obszarze przy ścianie obudowy. Pierwszą wartość zmierzono na wysokości 0,001 m od ściany. Oznacza to, że składowa prędkości poziomej jest kierowana do przodu silnika w tym rejonie. Zgodnie z doświadczeniami kierunek składowej prędkości poziomej zmienia się w odległości około 1 cm od ściany silnika. Taką samą tendencję można zaobserwować w wynikach modelu. Ponadto można zaobserwować szybki wzrost prędkości poziomej w kierunku przodu silnika w odległości około 1 cm od ściany.

W pracy zestawiono wyniki dla dwóch analizowanych odcinków pomiarowych w tylnej części silnika. Zostały one przedstawione dla dwóch zmierzonych składowych prędkości pionowej i poziomej.



**Rysunek 4.2:** Porównanie temperatury pomiędzy wynikami CFD i wynikami badań doświadczalnych przy obciążeniu 4 rezystorów i prędkości obrotowej 3500 obr/min dla Operating Point II



**Rysunek 4.3:** Porównanie prędkości pomiędzy wynikami CFD i wynikami badań eksperymentalnych przy obciążeniu 4 rezystorów i prędkości obrotowej 3500 obr/min (Operating point II)



**Rysunek 4.4:** Wektory prędkości powietrza obliczone za pomocą modelu numerycznego w sąsiedztwie elementów wirujących dla znamionowego punktu pracy



**Rysunek 4.5:** Składowa pozioma wektora prędkości w silniku na wysokości osi wałka (LDA1) dla Operating Point III

Istotnym elementem badań była walidacja wyników temperatury dla modeli obejmujących zaproponowane modyfikacje intensyfikujące rozpraszanie ciepła z uzwojeń analizowanego silnika. Jako przykład takich wyników można podać walidację pola temperatury z modeli zaprezentowaną na Rys. 4.6. Wyniki te wyraźnie wskazują, że najwyższe wartości temperatury obserwowano w obszarze uzwojeń silnika. Dla wariantu referencyjnego (*Wariant A*) średnia temperatura uzwojeń mierzona w czterech punktach osiągnęła ok. 95°C, natomiast temperatura otoczenia została zmierzona na poziomie 26,2°C. W związku z tym dla punktu odniesienia (*Wariant A*) odnotowano wzrost średniej temperatury uzwojeń o 68,8 K powyżej temperatury otoczenia.



**Rysunek 4.6:** Temperatura w °C zmierzona podczas eksperymentu przy użyciu określonych termoelementów i odpowiadających im wyników z modeli numerycznych dla analizowanych wariantów dla Operating Point 1

Dla *Wariantu B*, który reprezentował modyfikację silnika opartą na zastosowaniu cienkiej warstwy materiału o wysokiej emisyjności na zewnętrznych ścianach silnika i jego mocowaniach, średnia temperatura uzwojeń osiągnęła poziom 64,9 K powyżej temperatury otoczenia. Dla tego wariantu temperatura otoczenia wynosiła 27,8°C.

Kolejna analizowany sposób intensyfikacji rozpraszania ciepła opisany jako *Wariant C* reprezentował zastosowanie mniejszego ożebrowania na obudowie silnika. Taka konfiguracja pozwoliła na wzrost średniej temperatury uzwojeń powyżej temperatury otoczenia na poziomie 59,5 K. Zastosowanie większego ożebrowania w (*Wariancie D*) pozwoliło na obniżenie średniej temperatury uzwojeń do poziomu 52,7 K powyżej temperatury otoczenia. Wyniki temperatury uzwojenia uzyskane z modelu numerycznego dla opisanych wariantów od wariantu A do wariantu D były zgodne ze zmierzonymi wartościami. Maksymalna różnica między modelem a wynikami badań eksperymentalnych wyniosła 2,8 K dla obszaru uzwojeń.

Zastosowanie materiału termoprzewodzącego wewnątrz silnika odpowiadało *Wariantowi E. Wariant E+D* obejmował natomiast połączenie metod intensyfikacji polegających na zastosowaniu materiały termoprzewodzącego wewnątrz silnika oraz zastosowania większego z radiatorów. Średnia temperatura uzwojeń dla tych konfiguracji wynosiła 50,3 K powyżej temperatury otoczenia dla *Wariantu E* i 39 K powyżej temperatury otoczenia dla *Wariantu E+D*.

Jako przykład walidacji wyników modelu elektromagnetycznego można zaprezentować porównanie zamodelowanych przebiegów prądowych z przebiegami zarejestrowanymi podczas eksperymentu za pomocą oscyloskopu podłączonego do układu komutacji. Wyniki te zaprezentowane zostały na Rys. 4.7. Kształt przebiegów prądowych jest wynikiem sprzężenia modelu pomocniczego 0-D z modelem elektromagnetycznym. Na wspomnianym rysunku pomarańczowe kropki reprezentują zapisy danych eksperymentalnych uzyskanych dla jednej z trzech faz silnika. Natomiast niebieskie krzyżyki pokazują wartości prądu wyznaczonego przez model sprzężony w kroku czasowym wybranego okresu. Dodatkowo, dwie kolejne fazy, będące wynikiem modelu elektromagnetycznego, zaprezentowane są w tle w kolorze szarym. Można stwierdzić, że przebiegi prądowe zarejestrowane eksperymentalnie i obliczone numeryczne są ze sobą spójne na zadowalającym poziomie.

Jako przykład zmiennego w czasie pola indukcji można przytoczyć kontury zaprezentowane na Rys. 4.8. Przedstawione pole strumienia magnetycznego zostało zaprezentowane dla rdzenia stojana i wirnika w sześciu wybranych krokach czasu ze zmianą kąta położenia wirnika o 20°. Dodatkowo, wektory reprezentujące chwilową gęstość prądu są zaprezentowane w obszarze uzwojenia. Na tym rysunku czerwone i niebieskie kolory magnesów przedstawiają ich różną polaryzację.

Straty w miedzi i rdzeniu są zależne odpowiednio od prądu płynącego w przewodniku i indukcji w rdzeniu stojana. Dlatego też do oszacowania strat mocy wykorzystano wcześniej przedstawione wyniki modelu elektromagnetycznego.

Na Rys. 4.9 przedstawiono straty mocy zmieniające się w czasie zarówno dla uzwojeń, jak i rdzenia. Na rysunku przedstawione straty obliczono jako całkę powierzchniową strat



**Rysunek 4.7:** Wartości natężenia prądu w A uzyskane z eksperymentu (kolor pomarańczowy) oraz modelu elektromagnetycznego (kolor niebieski)

lokalnych pomnożoną razy długość rdzenia. Takie podejście zostało zastosowane dla modelu 2,5-D. Dla pełnego sprzężonego modelu 3-D wyznaczono analogiczną całkę objętościową z pola strat. Niebieska krzywa przedstawia straty w miedzi, żółta krzywa pokazuje straty histerezowe w rdzeniu, a straty prądów wirowych w rdzeniu są przedstawione za pomocą koloru pomarańczowego, podczas gdy straty dodatkowe reprezentowane są kolorem szarym. Ze względu na nieustalony charakter obliczeń modelu elektromagnetycznego, ostateczne straty obliczono na podstawie uśrednionych wartości zaprezentowanych przebiegów w zakresie oznaczonym zieloną ramką przedstawioną na Rys. 4.9.

Zaimplementowane straty z modelu EMAG zostały wykorzystane jako niejednorodne źródła ciepła w modelu CFD. Pole temperatury silnika reprezentujące powierzchnie zewnętrzne i jego uzwojenia przedstawiono na Rys. 4.10. Pole temperatury zewnętrznych części silnika, przedstawiono na Rys. 4.10(a). W prezentowanym polu najwyższa temperatura występowała w regionie, w którym znajduje się rdzeń, a mianowicie w przedniej części obudowy silnika. Na rys. 4.10(b) zaprezentowane zostało pole temperatury uzwojeń. Najwyższa temperatu-



**Rysunek 4.8:** Pole indukcji magnetycznej w T oraz gęstość prądu w przewodnikach wyrażona za pomocą wektorów w A  $\cdot$ m<sup>-2</sup> dla 6 wybranych kroków czasu

ra wystąpiła w rejonie zewnętrznych powierzchni uzwojeń mających kontakt z powietrzem wewnętrznym. Najniższa temperatura jest zauważalna w narożnikach, w których kontakt z elementami stojana był największy.



**Rysunek 4.9:** Straty mocy w W obliczone za pomocą modelu 2-D EMAG w znamionowym punkcie pracy silnika



**Rysunek 4.10:** Pole temperatury w °C będące wynikiem modelu sprzężonego 2,5-D oraz 3-D dla Punktu Pracy #1 w wariancie A: (a) zewnętrzne powierzchnie silnika i (b) uzwojenia z zaznaczoną segmentacją

## **Rozdział** 5

# Podsumowanie i wnioski

Głównym celem pracy doktorskiej była analiza cieplna wybranego silnika małej mocy typu PM BLDC. W pracy zaproponowano intensyfikację rozpraszania ciepła w oparciu o techniki pasywne, a następnie zweryfikowano je eksperymentalnie i numerycznie.

W pracy opisano badania eksperymentalne związane na analizą cieplną wybranego silnika elektrycznego. Procedury pomiarowe przedstawiono jako dwie niezależne kampanie eksperymentalne przeprowadzane na przeznaczonym do tego celu stanowisku badawczym. Pierwsza z nich koncentrowała się na pomiarach prędkości powietrza wewnątrz i wokół analizowanego silnika, a także na pomiarach temperatury. W pierwszej kampanii eksperymentalnej anemometry o stałej temperaturze ustawiono w 28 pozycjach w celu zebrania wartości składowej pionowej prędkości gorącego powietrza nad silnikiem zainstalowanym na stanowisku badawczym. Ponadto w tylnej części badanego silnika zarejestrowano dwie składowe prędkości za pomocą techniki laserowej anemometrii dopplerowskiej (ang. Laser Doppler Anemometry). Podczas pierwszej kampanii wykonano również pomiary termiczne z wykorzystaniem zestawu 22 skalibrowanych termopar. Pomiary temperatury i prędkości pozwoliły na zbadanie zjawiska konwekcji swobodnej biorącej udział w rozpraszaniu strat mocy z analizowanego silnika. Pierwsza kampania eksperymentalna pozwoliła zmierzyć 11 punktów pracy silnika, natomiast w drugiej koncentrowano się wyłącznie na pomiarach termicznych z wykorzystaniem zestawu skalibrowanych termopar i kamery termowizyjnej. W ramach tej kampanii badano różne pasywne koncepcje intensyfikacji rozpraszania ciepła z silnika. Podczas drugiej kampanii eksperymentalnej zarejestrowano 6 punktów pracy dla każdego wariantu poprawy rozpraszania ciepła.

Część doświadczalna badań została wykorzystana do walidacji stworzonych modeli w tech-

nice obliczeniowej dynamiki płynów (ang. Computational Fluid Dynamics - CFD). Modele te zostały sformułowane na podstawie skomplikowanej geometrii silnika elektrycznego. Pierwszy z modeli cieplnych został zdefiniowany, a następnie zwalidowany w warunkach występujących w pierwszej kampanii eksperymentalnej. Drugi model cieplny został stworzony, a następnie zwalidowany na podstawie drugiej kampanii eksperymentalnej. Ponadto obejmował on proponowane intensyfikacje rozpraszania ciepła. Modele opierały się na standardowych równaniach stosowanych w CFD, natomiast wiele właściwości modelu zostało zaimplementowanych za pomocą funkcji własnych użytkownika. Straty silnika zostały zaimplementowane w modelach termicznych jako objętościowe źródła ciepła przypisane do uzwojeń, rdzenia i łożysk. Źródła pochodzące z generacji ciepła Joule'a obliczono w funkcji temperatury. W pracy przedstawiono również model elektromagnetyczny pracy silnika oraz opisano procedurę jego sprzężenia z drugim modelem termicznym. Sprzężenie tych modeli pozwoliło na niezależne od eksperymentu wyznaczenie strat w maszynie oraz na ich interpolacje, jako nierównomierne źródła ciepła, z modelu EMAG do modelu cieplnego. W opracowanym modelu termicznym jednym z ważniejszych jego elementów był anizotropowy charakter przewodności cieplnej uzwojeń. Wyniki modeli numerycznych wykazały zadowalającą zgodność z przeprowadzonym eksperymentem.

W niniejszej rozprawie badano trzy sposoby poprawy rozpraszania ciepła z uzwojeń silników elektrycznych. W pierwszym etapie zastosowano cienką warstwę grafitu, charakteryzującą się wysoką emisyjnością, w celu zwiększenia promieniowania cieplnego z analizowanego silnika. W kolejnym etapie przetestowano koncepcję zewnętrznej rozbudowy powierzchni za pomocą różnych typów radiatorów. Ostatnim sposobem intensyfikacji rozpraszania ciepła było wprowadzenie materiału wypełniającego w wolne strefy stojana. Te trzy koncepcje zostały przetestowane podczas drugiej kampanii eksperymentalnej i przy użyciu drugiego modelu numerycznego. Zbadano również kombinację najbardziej efektywnych metod.

Średnie temperatury uzwojeń, które zostały zmierzone podczas eksperymentu przeprowadzonego bez metod intensyfikacji odprowadzania ciepła, osiągnęły temperaturę o 68 K wyższą od temperatury w pomieszczeniu. Model numeryczny pozwolił na uzyskanie wyników temperatury na bardzo podobnym poziomie jak podczas pierwszej kampanii pomiarowej. Pierwszy wariant poprawy rozpraszania ciepła polegał na pokryciu zewnętrznych powierzchni maszyny materiałem o wysokiej emisyjności, co pozwoliło na obniżenie temperatury uzwojeń o około 4 K, do poziomu 64 K powyżej temperatury otoczenia. Opisany pierwszy sposób poprawy rozpraszania ciepła towarzyszył kolejnym modyfikacjom wprowadzonym w kolejnych wariantach. Drugi wariant poprawy rozpraszania ciepła polegał na zastosowaniu dwóch typów radiatorów na zewnętrznych powierzchniach silnika. Zastosowanie pierwszego radiatora, charakteryzującego się mniejszą powierzchnią zewnętrzną, pozwolił na obniżenie temperatury uzwojeń o 9 K w porównaniu ze stanem początkowym bez metod poprawy odprowadzania ciepła. Zastosowanie drugiego radiatora o większej powierzchni zewnętrznej spowodowało obniżenie temperatury uzwojenia o 16 K. Spadek ten również odnosił się do temperatury pomieszczenia w porównaniu z przypadkiem bez modyfikacji. W kolejnym wariancie zastosowano wypełniacz termoprzewodzący w wolnej przestrzeni stojana, co pozwoliło na obniżenie średniej temperatury uzwojeń o 18 K w odniesieniu do temperatury otoczenia i w porównaniu z przypadkiem sprzed modyfikacji. Ostatnia testowana modyfikacja silnika przeprowadzona została również z wypełnieniem termoprzewodzącym oraz z większym radiatorem. Połączenie tych metod pozwoliło na obniżenie temperatury o ok. 30 K w stosunku do pierwotnej konstrukcji silnika i w odniesieniu do temperatury otoczenia, a zatem najskuteczniejszym sposobem intensyfikacji rozpraszania ciepła było połączenie kilku zaprezentowanych metod. Wszystkie wyniki numeryczne badanych wariantów wykazały zadowalającą zgodność z przeprowadzonymi pomiarami, podczas gdy największe rozbieżności zaobserwowano w przypadku koncepcji z wypełnieniem termoprzewodzacym.

# Bibliografia

- C. Thiel, W. Nijs, S. Simoes, J. Schmidt, A. van Zyl, E. Schmid, The impact of the EU car CO2 regulation on the energy system and the role of electro-mobility to achieve transport decarbonisation, Energy Policy 96 (2016) 153–166. doi:10.1016/j.enpol. 2016.05.043.
- [2] K. G. Gallagher, S. Goebel, T. Greszler, M. Mathias, W. Oelerich, D. Eroglu, V. Srinivasan, Quantifying the promise of lithium–air batteries for electric vehicles, Energy & Environmental Science 7 (2014) 1555. doi:10.1039/c3ee43870h.
- [3] L. Chen, L. L. Shaw, Recent advances in lithium-sulfur batteries, Journal of Power Sources 267 (2014) 770–783. doi:10.1016/j.jpowsour.2014.05.111.
- [4] S. M. Rezvanizaniani, Z. Liu, Y. Chen, J. Lee, Review and recent advances in battery health monitoring and prognostics technologies for electric vehicle (EV) safety and mobility, Journal of Power Sources 256 (2014) 110–124. doi:10.1016/j.jpowsour.2014. 01.085.
- [5] T.-F. Yi, S.-Y. Yang, Y. Xie, Recent advances of Li 4 Ti 5 O 12 as a promising next generation anode material for high power lithium-ion batteries, J. Mater. Chem. A 3 (11) (2015) 5750–5777. doi:10.1039/C4TA06882C.
- [6] X. D. Xue, K. W. E. Cheng, N. C. Cheung, Selection of electric motor drives for electric vehicles, Power Engineering Conference, 2008. AUPEC '08. Australasian Universities (2008) 1–6.
- [7] K. T. Chau, C. C. Chan, C. Liu, Overview of permanent-magnet brushless drives for electric and hybrid electric vehicles, IEEE Transactions on Industrial Electronics 55 (6) (2008) 2246–2257. doi:10.1109/TIE.2008.918403.

- [8] V. Madonna, P. Giangrande, L. Lusuardi, A. Cavallini, C. Gerada, M. Galea, Thermal overload and insulation aging of short duty cycle, aerospace motors, IEEE Trans. Ind. Electron. PP (c) (2019) 1–1. doi:10.1109/tie.2019.2914630.
- [9] J. Mróz, Termiczne ograniczenia pracy układów napędowych z silnikami indukcyjnymi dwuklatkowymi, Przegląd Elektrotechniczny 1 (8) (2017) 177–181, (in Polish). doi:10. 15199/48.2017.08.45.
- [10] G. Almandoz, I. Gómez, G. Ugalde, J. Poza, A. J. Escalada, Study of Demagnetization Risk in PM Machines, IEEE Trans. Ind. Appl. PP (c) (2019) 1. doi:10.1109/TIA.2019. 2904459.
- W. Xia, Y. He, H. Huang, H. Wang, X. Shi, T. Zhang, J. Liu, P. Stamenov, L. Chen, J. Coey, C. Jiang, Initial irreversible losses and enhanced high-temperature performance of rare-earth permanent magnets, Advanced Functional MaterialsCited By 0 (2019). doi:10.1002/adfm.201900690.
   URL https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2. 0-85064484826&doi=10.1002%2fadfm.201900690&partnerID=40&md5=

302c62ae11f1582822b5b872062e1e38

- [12] M. Korkosz, Wpływ temperatury na charakterystyki statyczne silnika reluktancyjnego przełączalnego, Przegląd Elektrotechniczny 90 (2) (2014) 72-74, (in Polish). doi:10. 12915/pe.2014.02.20.
  URLhttp://www.red.pe.org.pl/articles/2014/2/20.pdf
- [13] M. Korkosz, P. Bogusz, J. Prokop, Complex Performance Analysis and Comparative Study of Very High-Speed Switched Reluctance Motors, IEEE Trans. Magn. PP (2019) 1–14. doi:10.1109/tmag.2019.2910492.
- [14] R. Kotnik, An equivalent thermal circuit for nonventilated induction motors, AIEE Transactions Pt 3A 73 (2) (1954) 1604–1609.
- [15] P. Pescetto, S. Ferrari, G. Pellegrino, E. Carpaneto, A. Boglietti, Short-Time Transient Thermal Model Identification of Multiple Three-Phase Machines, 2018 IEEE Energy Convers. Congr. Expo. ECCE 2018 (2018) 222–228doi:10.1109/ECCE.2018.8557892.
- [16] P. Mellor, D. Roberts, D. Turner, Lumped parameter thermal model for electrical machines of TEFC design, IEEE Proceedings B Electric Power Applications 138 (5) (1991) 205.
  doi:10.1049/ip-b.1991.0025.
- [17] A. Boglietti, M. Cossale, M. Popescu, D. Staton, Electrical Machines Thermal Model : Advanced Calibration Techniques 9994 (c) (2019). doi:10.1109/TIA.2019.2897264.

- [18] A. Boglietti, M. Cossale, M. Popescu, D. Staton, Calibration Techniques of Electrical Machines Thermal Models, Proc. - 2018 23rd Int. Conf. Electr. Mach. ICEM 2018 (2018) 1108–1115doi:10.1109/ICELMACH.2018.8507214.
- [19] N. Neisi, E. Sikanen, J. E. Heikkinen, T. Sillanpää, J. Sopanen, Power loss and temperature growth in the backup bearing of amb-supported high-speed electric motor during a dropdown, in: K. L. Cavalca, H. I. Weber (Eds.), Proceedings of the 10th International Conference on Rotor Dynamics – IFToMM, Springer International Publishing, Cham, 2019, pp. 144–156.
- [20] M. Fasil, D. Plesner, J. H. Walther, N. Mijatovic, J. Holbøll, B. B. Jensen, Numerical and Experimental Investigation of Heat Flow in Permanent Magnet Brushless DC Hub Motor, SAE International Journal of Alternative Powertrains 4 (1) (2014) 2014–01–2900. doi:10.4271/2014-01-2900. URL http://papers.sae.org/2014-01-2900/
- [21] D. Staton, E. So, Determination of optimal thermal parameters for brushless permanent\nmagnet motor design, Conference Record of 1998 IEEE Industry Applications Conference. Thirty-Third IAS Annual Meeting 1 (1998) 41–49.
- [22] D. I. Tan, H. Xue, K. U. N. Yang, A. N. Li, H. Wang, Study on the Thermal Characteristics of In-Wheel Motor Drive System Based on Driving Cycles 3536 (c) (2019) 14463–14471. doi:10.1109/ACCESS.2018.2887143.
- [23] M. Popescu, D. Staton, D. Dorrell, F. Marignetti, D. Hawkins, Study of the thermal aspects in brushless permanent magnet machines performance, Proc. 2013 IEEE Work. Electr. Mach. Des. Control Diagnosis, WEMDCD 2013 (March) (2013) 60–69. doi:10.1109/WEMDCD.2013.6525165.
- [24] M. Popescu, D. Staton, A. Boglietti, A. Cavagnino, D. Hawkins, J. Goss, Modern heat extraction systems for electrical machines A review, Proc. 2015 IEEE Work. Electr. Mach. Des. Control Diagnosis, WEMDCD 2015 (2015) 289–296doi:10.1109/WEMDCD. 2015.7194542.
- [25] Y. Gai, M. Kimiabeigi, Y. C. Chong, J. D. Widmer, X. Deng, M. Popescu, J. Goss, D. A. Staton, A. Steven, Cooling of Automotive Traction Motors : Schemes, Examples, and Computation Methods, IEEE Trans. Ind. Electron. 66 (3) (2019) 1681–1692. doi:10.1109/TIE.2018.2835397.
- [26] C. Jungreuthmayer, T. Bauml, O. Winter, M. Ganchev, H. Kapeller, a. Haumer, C. Kral, A Detailed Heat and Fluid Flow Analysis of an Internal Permanent Magnet Synchronous

Machine by Means of Computational Fluid Dynamics, IEEE Transactions on Industrial Electronics 59 (12) (2012) 4568–4578. doi:10.1109/TIE.2011.2176696.

- [27] Z. Rehman, K. Seong, Three-D numerical thermal analysis of electric motor with cooling jacket, Energies 11 (1) (2018). doi:10.3390/en11010092.
- [28] R. Wrobel, P. H. Mellor, D. Holliday, Thermal modeling of a segmented stator winding design, IEEE Trans. Ind. Appl. 47 (5) (2011) 2023–2030. doi:10.1109/TIA.2011. 2161741.
- [29] W. M. Yan, H. Y. Teng, C. H. Li, M. Ghalambaz, Electromagnetic field analysis and cooling system design for high power switched reluctance motor, Int. J. Numer. Methods Heat Fluid Flow (2019). doi: 10.1108/HFF-08-2018-0450.
- [30] M. H. Park, S. C. Kim, Thermal characteristics and effects of oil spray cooling on inwheel motors in electric vehicles, Appl. Therm. Eng. 152 (2019) 582–593. doi:10.1016/ j.applthermaleng.2013.11.057.
- [31] D. H. Lim, S. C. Kim, D. Hyun Lim, S. Chul Kim, Thermal performance of oil spray cooling system for in-wheel motor in electric vehicles, Appl. Therm. Eng. 63 (2) (2014) 577–587. doi:10.1016/j.applthermaleng.2013.11.057.
- [32] M. R. Guechi, P. Desevaux, P. Baucour, C. Espanet, R. Brunel, M. Poirot, Spray cooling of electric motor coil windings, J. Comput. Multiph. Flows 8 (2) (2016) 95–100. doi: 10.1177/1757482X16653895.
- [33] G. Zhu, X. Liu, L. Li, H. Chen, W. Tong, J. Zhu, Cooling System Design of a High-Speed PMSM Based on a Coupled Fluidic-Thermal Model, IEEE Trans. Appl. Supercond. 29 (2) (2019) 1–5. doi:10.1109/TASC.2019.2892305.
- [34] F. Zhang, D. Gerada, Z. Xu, X. Zhang, C. Tighe, H. Zhang, C. Gerada, Back-iron Extension Thermal Benefits for Electrical Machines with Concentrated Windings, IEEE Trans. Ind. Electron. PP (c) (2019) 1–1. doi:10.1109/tie.2019.2903758.
- [35] X. Zhang, J. Yu, G. Su, Z. Yao, P. Hao, F. He, PIV measurement and simulation of turbulent thermal free convection over a small heat source in a large enclosed cavity, Build. Environ. 90 (2015) 105–113. doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.buildenv.2015.03.015.
- [36] A. Aubert, S. Poncet, P. Le Gal, S. Viazzo, M. Le Bars, Velocity and temperature measurements in a turbulent water-filled Taylor-Couette-Poiseuille system, International Journal of Thermal Sciences 90 (2015) 238–247. doi:10.1016/j.ijthermalsci.2014.12.018.

[37] B. Melka, J. Smolka, Z. Bulinski, J. Hetmanczyk, D. Makiela, A validated numerical model of heat and mass transfer in a PM BLDC electric motor (2016) 1409–1413doi:10.1109/SPEEDAM.2016.7525885.
 UBL http://doi.org/10.1109/SPEEDAM.2016.7525885.

URL http://ieeexplore.ieee.org/stamp/stamp.jsp?arnumber=7525885

- [38] B. Melka, J. Smolka, J. Hetmanczyk, Z. Bulinski, D. Makiela, A. Ryfa, Experimentally validated numerical model of thermal and flow processes within the permanent magnet brushless direct current motor, Int. J. Therm. Sci. 130 (2018) 406–415. doi: 10.1016/j.ijthermalsci.2018.04.029.
- [39] B. Melka, J. Smolka, J. Hetmanczyk, P. Lasek, Numerical and experimental analysis of heat dissipation intensification from electric motor, Energy (jun 2019). doi:10.1016/ J.ENERGY.2019.06.023.
- [40] M. L. Hosain, R. B. Fdhila, K. Rönnberg, Air-gap Flow and Thermal Analysis of Rotating Machines using CFD, Energy Procedia 105 (May) (2017) 5153–5159. doi:10.1016/j. egypro.2017.03.1045.