집중권 방식 영구자석 동기전동기의 냉각특성 개선에 관한 연구

A Study for Improving a Thermal Performance of Liquid Cooled Permanent Magnet Synchronous Machine with Concentrated Winding

강 경 호[†] · 안 수 홍^{*} · 윤 영 득^{**} · 유 석 진^{**} · 안 효 철^{**}

(Kyong-Ho Kang · Su-Hong Ahn · Young-Duk Yoon · Suk-Jin Yu · Hyo-Chul Ahn)

Abstract - This paper presents a thermal analysis of an interior PM synchronous machine with concentrated winding for electric vehicle. The conventional thermal equivalent network model has been used for a long time for calculation of the temperature rises in electrical machines. In spite of being popular, this method can not be applied correctly for elements with complicated cooling structure like liquid cooled housing. To overcome this drawbacks, in this paper, a hybrid thermal model using the result of CFD analysis partly. Using this method, to improve a thermal performance of PMSM with concentrated winding, the effects of two design parameters are analysed. Finally, the accuracy of this model has been verified by experiments for the developed 21kW motor.

Key Words : Concentrated winding, PMSM, Liquid cooling, Thermal analysis

1. 서 론

최근 친환경 차량인 전기자동차 및 하이브리드 차량 개발의 증가와 함께, 구동 전동기로 영구자석형 동기전동기의 채택이 증가되고 있다. 차량용 구동 전동기는 부하 특성이 가변적이어서 일정부하를 가진 전동기의 정격과는 달리 단시간 정격을 별도로 명기하는 경우가 대부분이다. 따라서, 전동기의 초기 설계 단계에서 각 정격 기준에 대하여 선정된 권선의 내열 등급이 만족되는지 여부가 확인되어야 한다. 또한 부의 온도계수를 가진 회로류 영구자석의 특성으로 인하여 감자 및 자속밀도 저감에 대한 특성분석을 위해서는 전자계-열 연성 계산이 필요하다. 출력밀도가 비교적 낮은 일반적인 TEFC(Totally Enclosed Forced Convection) 냉각 방식의 산업용 전동기의 경우, 경험적인 수치들을 이용하여 설계 단계에서 정격을 쉽게 결정하는 것이 가능하지만 고출력 밀도 및 특수한 냉각 구조가 요구되는 전동기의 경우 손실 계산 및 열 정격 해석에 주의가 요구된다[1]. 특히 높은 출력밀도에 대한 요구가 증가하면서 다양한 전동기의 형상 및 새로운 냉각 방식, 재질 특성의 변경등을 설계 단계에서 효과적으로 고려하여 전동기의 열 정격을 해석하기 위한 해석 방법들이 연구되어 왔다.

전동기의 열해석을 위한 방법은 크게 열등가 회로 기법과 수치해석을 이용한 기법으로 나눌 수 있다. 집중정수법인 열등가회로 기법은 빠른 계산시간과 전동기의 순시정격을

고려한 과도 상태의 해석이 간단하여 많은 연구자들에 의해 소개되어 왔다[1][2][3][4][6][9]. 특히, P.H.Mellor에 의해 처음 TEFC 방식의 유도전동기를 대상으로 한 열등가 회로의 개념 및 열해석 기법이 소개된 이후, 열 저항 계산의 정밀도를 높이기 위한 다양한 연구가 이루어졌다. 최근에는 대류와 복사에 의한 열전달 현상 및 다양한 권선 방식이나 복잡한 형상에 대한 실험적 고려를 통해 열등가 회로 기법의 해석 정밀도를 높이기 위한 연구가 주를 이루고 있다.

분포정수법인 수치해석 기법은 3차원 FEM(유한요소해석 기법)을 이용한 열전달 해석 방법과 CFD(Computational Fluid Dynamics) 기법을 이용한 해석 방법으로 구분된다. 유한요소해석 기법의 경우, 복잡한 형상의 고려가 열등가 회로 기법에 비해 상대적으로 쉽지만 전도에 의한 열전달 현상만 직접 계산이 가능하므로, 대류 및 복사에 의한 열전달을 고려하기 위해서는 대류열전달 계수와 복사 열전달 계수를 별도로 계산하여 입력해야 한다. 유동의 흐름과 그 특성을 해석하기 위해 CFD 기법은 3차원 형상과 유체의 흐름을 직접 고려하기 때문에 3차원 FEM에 비하여 별도의 대류열전달 계수의 고려가 필요하지 않고 유체의 분포 특성을 열전달 현상과 동시에 고려하기 때문에 해석 정밀도가 3차원 FEM에 비하여 높다. 그러나, CFD 기법의 지배 방정식인 Navier-Stokes 방정식은 난류에 의한 비선형 요소 및 열전달을 고려하기 위한 에너지 방정식과의 연립 계산 때문에 매우 긴 해석 시간을 요구하는 단점을 가진다[3][4][5][6][9].

C. Kral은 TEFC 냉각방식 유도전동기를 대상으로 정상 상태에서 열등가 회로 기법과 CFD해석 결과를 실험치와 비교하였다[5]. [5]의 논문은 과도 상태 열해석을 위해 열등가 회로를 적용하였으나, 열등가회로를 구성하는 각 부분의 열저항을 어떻게 산정하였는지가 구체적이지 않다. J. Nerg는 [1]의 논문에서 고출력 밀도를 가지는 영구자석 동기 전동기를 대상으로 열 등가회로 기법을 적용하였다. [1]의 논문은

* 비 회 원 : 현대로템 기술연구소 응용기술연구팀

** 비 회 원 : 현대로템 기술연구소 전자연구팀

† 교신저자, 정회원 : 현대로템 기술연구소 전자연구팀

E-mail : khkang@hyundai-rotem.co.kr

접수일자 : 2011년 11월 14일

최종완료 : 2012년 3월 19일

고속 유도전동기와 45kW급 영구자석 동기 전동기, 1.56MW급 영구자석형 동기 발전기를 대상으로 기법의 적용 사례를 소개하였다. A. Boglietti는 열등가회로 기법의 정밀도를 높이기 위해, 열 등가회로 구성 시 고려해야 할 요소들에 대하여 언급하였다[7]. 그러나 [7]의 논문에서도 수냉식 구조를 가진 영구자석형 동기전동기의 경우, 수냉식 냉각 유로 형상을 정밀하게 고려할 방법에 대해서는 언급되어 있지 않다.

전동기의 온도 분포를 정확하게 해석하기 위해서는 열-전자계 연동해석이 필요하며, 기존 연구에서는 고정자 철손 분포와 동손을 3차원 FEM을 이용한 열전달 해석과 연계하였다. 그러나, 온도변화가 시간에 대해 일정한 정상상태의 해석 시는 연계가 가능하지만, 과도 상태의 온도 계산 시 영구자석의 온도 상승에 따른 물성치 변화를 실시간으로 고려할 수는 없다. 또한 벡터제어를 이용한 영구자석형 동기전동기의 경우, d축 전류 증가에 따른 쇠교자속의 왜형으로 인해 발생하는 회전자 철손 및 영구자석 와전류손실의 증가에 기인한 회전자 온도 상승을 과도상태 해석에서 고려할 수 없는 문제점이 있다.

본 논문은 전통적인 열등가회로 기법의 해석 정밀도를 높이기 위해 기존 열등가 회로 기법에 개선된 두 가지 해석 방법을 적용하였다. 첫째, 복잡한 냉각 유로 형상에 의한 대류 열전달 계수를 정밀하게 계산하기 위해 부분적으로 CFD 해석기법을 적용하여 이를 열 등가회로에 통합하였다. 둘째, 전동기의 과도상태 온도 해석 시, 영구자석의 온도 상승에 따른 고정자 및 회전자 철손의 변화를 록업 테이블 형태로 고려하여 과도 해석 시 발생하는 오차를 최소화 하였다. 본 연구에서는 수냉식 냉각구조와 집중권 권선방식을 가진 차량 구동용 전동기를 대상으로 정격특성 및 온도 상승에 영향을 미치는 두 가지 설계 요소를 선정한다. 각 설계 요소별 온도 특성 분석을 위해 개선된 열등가회로 기법을 적용하며, 해석 결과를 통해 집중권 방식의 영구자석 동기전동기의 열 정격 개선이 설계 단계에서 가능함을 확인한다. 또한, 해석 결과의 타당성을 입증하기 위해 다이내모 시험을 수행하여, 운전점 별 과도 상태의 온도 해석결과와 시험결과를 비교한다.

2. 본 론

2.1 연구 대상 모델의 정의

본 논문의 연구대상 모델은 수냉식 냉각구조와 집중권 권선 방식을 채택하였다. 집중권 방식은 분포권에 비하여 코일 엔드부가 짧고 점적율을 높일 수 있어 상대적으로 동손을 저감할 수 있는 방식으로 알려져 왔다[8]. 또한 수냉식 냉각은 공랭식에 비하여 유로구조의 대류열전달계수를 증가시킬 수 있어 전동기의 출력밀도 및 전류밀도를 높일 수 있다.

2.1.1 전동기 형상 및 주요 사양

설계 대상 전동기의 출력 사양은 그림 1과 같다. 기저속도는 800RPM에 최대 5,000RPM까지 운전되고, 기저속도에 비하여 최대속도의 비가 높으므로 충분한 약제자 특성을 확보하기 위해서 IPM(Interior Permanent Magnet) 구조를 채

택하여 설계 되었다. 설계된 전동기의 형상은 그림 2와 같으며, 주요 사양을 표 1에 정리하였다.

그림 1 설계 대상 전동기의 토크-속도-출력 선도

Fig. 1 Torque-Speed-Power Requirements of designed motor

그림 2 설계 전동기의 형상

Fig. 2 Shape of designed motor

표 1 설계 전동기의 주요 사양 정의

Table 1 Specifications of designed motor

항 목	사 양 [단위]	비 고
기저 속도	800 [RPM]	
최대토크 @800RPM	250 [Nm]	2분 정격
최대출력 (2분)	21 [kW]	
연속출력 (2시간)	16 [kW]	2시간 정격
최대 속도	5,000 [RPM]	

2.1.2 냉각 특성 개선을 위한 주요 설계요소 정의

A.Boglietti는 전동기 냉각 특성에 영향을 주는 다수의 설계요소에 대하여 민감도 분석을 통해 주요 요소를 선정하였다[7]. 본 논문에서는 A.Boglietti의 연구결과를 참조하여, 냉각특성에 영향을 미치는 요소를 하우징 유로부 형상과 권선 보빈 재료의 열전달율의 두 가지로 정의하고자 한다.

2.1.2.1 냉각 채널 형상

연구대상 전동기의 냉각 채널은 그림 3과 같이 유로부에

다수의 핀 구조가 형성된 케이스 A와 핀 구조를 없앤 케이스 B로 구분하여 각 경우별 냉각 특성을 비교하고자 한다. 핀의 개수가 증가할수록 유체와 접촉되는 면적이 증가하여 냉각성능을 증대시킬 수 있으나 냉각수 입구와 출구 간에 발생하는 차압이 증가하고, 제작성은 나빠지므로 설계단계에서 충분한 해석을 통해 결정되어야 한다.

그림 3 전동기 하우징의 냉각 채널 케이스 분류 및 구조
Fig. 3 Coolant path of housing considered

2.1.2.2 절연재질의 열전달 특성

분할코어를 가진 집중권선 방식의 전동기는 권선과 고정자 철심을 절연하기 위해 그림 4와 같은 보빈 구조를 가지게 된다. 보빈의 재료는 사용 환경에 따라 다양한 재질이 선정 가능하지만 Wiedemann-Franz 법칙에 따라 대부분의 절연재질은 낮은 열전달율을 가지는 경향이 있다. 본 연구에서는 보빈재질로 적용되고 있는 PPA(Partially Aromatic Polyamide) 재질과 기존 Polymer의 열전달율을 증대시킨 Coolpolymer사의 DS5120 재질로 구분하여 비교하고자 한다. 각 재질별 물성 특성이 표 2에 나타나 있다. 각 물성치는 제조사로부터 입수된 데이터이며, 온도에 따른 열전달율 및 비열의 변화는 고려되지 않았다.

그림 4 집중권 권선 및 분할코어 구조도

Fig. 4 Concentrated winding layout and structure of segmented core

표 2 보빈 재질별 물성치 비교

Table 2 Material property of coil bobbin

항 목	사 양 [단위]		비 고
	PPA (GF30%)	DS5120	
열전달율	0.29 [W/m.℃]	2.0 [W/m.℃]	상온 기준
비 열	1.25 [J/kg.℃]	1.1 [J/kg.℃]	
밀 도	1,200 [kg/m³]	1,630 [kg/m³]	

2.2 연구 방법 및 이론

설계 단계에서 전동기의 정격 특성을 계산하기 위한 방법은 크게 열등가회로법과 유한요소해석, CFD해석으로 나눌 수 있다. 특히 열등가회로 기법은 빠른 계산시간과 연성해석의 편리함으로 인해 학계에서 지속적으로 연구되어 왔다 [1][2][6]. 본 연구에서는 열등가회로 기법을 이용하여 열 모델을 구성하였으며, 전동기의 주요 구성품별 물성치는 표 4와 같다.

2.2.1 열 등가회로 기법

전동기와 같은 원통형 구조에 열 등가회로 기법을 적용하기 위해 다음과 같이 가정을 둔다.

- 모든 금속 재료의 열전달율은 등방성 재질로 고려.
- 규소강판 적층에 따른 고정자 및 회전자 철심의 축방향 열전달은 고려하지 않음.
- 하우징, 엔드 캡, 고정자 및 회전자, 축 형상은 실린더 구조를 가진 등가 모델로 고려함.

2.2.1.1 전도에 의한 열전달

일반적인 1차원 전도 열전달에서의 열저항 $R_{th-conduction}$ 는 다음과 같이 나타난다.

$$R_{th-conduction} = \frac{L}{\lambda \cdot A} \quad (1)$$

L : 열유속 방향으로 열전달이 발생하는 구조의 길이 [m]
 λ : 전도 열전달율 [W/m.℃]
 A : 단면적 [m²]

본 연구에서는 Mellor에 의해 처음 적용된 일반적인 실린더형 요소를 이용한 열 등가 저항을 적용하여 열모델을 구성하고자 한다. Mellor 및 J.Nerg는 Fourier 열전도 법칙으로부터 그림 5와 같은 실린더형 형상의 열 등가 모델을 반경 방향과 축 방향 저항 성분으로 그림 6과 같이 정의하였다[1][2].

그림 5 4개의 온도 절점을 가진 실린더형 형상의 기하학적 치수 정의

Fig. 5 General cylindrical component with axial length L, 4 nodes of temperature

그림 5에서 r_1 은 원통형 요소의 외경, r_2 는 내경을 의미하며, L 은 축방향 길이를 표시한다. 원통형 요소의 열 저항에는 총 4개소의 온도 절점이 존재하며 축방향의 두가지 성분인 T_{axial_left} , T_{axial_right} 와 반경방향의 두 성분인 T_{radial_out} 및 T_{radial_in} 으로 정의된다.

그림 6 Mellor 및 J.Nerg에 의해 정의된 실린더형 형상을 가진 구조의 열저항 요소

Fig. 6 Elements of thermal resistance with cylindrical component defined by Mellor and J.Nerg

그림 6에서 정의된 열저항은 축방향의 3개 요소와 반경방향의 3개 요소로 정의되며, T_m 은 실린더형상에서 평균온도 절점을 의미한다. 또한 실린더형상에서 발생한 발열량 q 는 평균온도 절점에 집중되어 열전달이 발생된다. 총 6개 요소의 열저항은 표 3과 같이 수식으로 표현될 수 있다.

표 3 실린더 형상을 가진 열저항 요소의 수식 정의

Table 3 Definition of thermal elements with cylindrical component

열저항	수식 정의	열저항	수식 정의
R_{1a}	$\frac{L}{2\pi\lambda(r_1^2 - r_2^2)}$	R_{1r}	$\frac{1}{4\pi\lambda L} \left[1 - \frac{2r_2^2 \ln(\frac{r_1}{r_2})}{(r_1^2 - r_2^2)} \right]$
R_{2a}	$\frac{L}{2\pi\lambda(r_1^2 - r_2^2)}$	R_{2r}	$\frac{1}{4\pi\lambda L} \left[\frac{2r_1^2 \ln(\frac{r_1}{r_2})}{(r_1^2 - r_2^2)} - 1 \right]$
R_{3a}	$\frac{-L}{6\pi\lambda(r_1^2 - r_2^2)}$	R_{3r}	$\frac{-1}{8\pi\lambda L(r_1^2 - r_2^2)} \cdot \left[\frac{4r_1^2 r_2^2 \ln \frac{r_1}{r_2}}{r_1^2 + r_2^2 - \frac{r_1^2 r_2^2}{r_1^2 - r_2^2}} \right]$

2.2.1.2 대류에 의한 열전달

2.2.1.2.1 공극

회전자의 회전에 의한 대류 열전달이 공극에서 발생하게 된다. 공극 부분의 열저항 산정 방법에 대해서는 전동기의 용도 및 연구자마다 차이가 있는데, 본 논문에서는 회전자 및 고정자의 슬롯 형상 및 요철에 따른 대류현상과 축방향 대류는 고려하지 않았으며, Kylander의 연구결과를 인용하여 공극에서의 열저항을 정의하고자 한다. 특히, Kylander의 연구는 TEFC(Totally Enclosed Forced Convection) 형태의 유도전동기의 열전달에 관한 연구로 본 논문의 연구대상인 수냉식 전폐형 영구자석 동기 전동기에 인용하기가 적합할 것으로 사료된다. 공극의 대류현상은 회전자의 속도에 따라 다르게 나타나는데, 저속의 경우는 층류만 발생하나 상대적으로 고속에서는 층류와 난류가 동시에 발생하게 된다[10]. 층류만 발생한 경우, 공극의 반경방향 속도 성분이 0이 되어 실제 열전달은 공극사이에 전도와 방사에 의해서만 이루어진다[10]. 그러나, 난류가 발생하게 되면 와류에 의한 대류효과가 중요하게 된다. 이러한 난류 현상은 Taylor수와 수정된 Taylor수에 의해 특성화되며, Becker와 Kaye는 수정된 Taylor수를 다음 식(2)와 같이 정의하였다[11].

$$Ta_m = \frac{\omega^2 r_\delta \delta^3}{v^2 F_g} \quad (2)$$

ω : 회전체의 각속도 [rad/sec]

r_δ : 회전자 및 고정자의 평균 Radial 방향 반경 [m]

δ : 공극 길이 [m]

v : 유체의 동점성 계수 [m²/sec]

Kylander는 대부분의 실제적인 경우, F_g 는 1로 둘 수 있다고 하였다[10]. Becker와 Kaye의 연구결과에 따르면 난류에 의한 전이를 고려해야 되는 Taylor수의 기준을 1740으로 두고 다음 식 (3),(4)와 같이 누셀트수(Nu)를 실험적으로 정의하였다[11].

$$Nu = 2 \quad (Ta_m < 1,740) \quad (3)$$

$$Nu = 0.409 Ta_m^{0.241} - 137 Ta_m^{-0.75} \quad (Ta_m \geq 1,740) \quad (4)$$

전도와 대류가 고려된 공극부의 열전달 계수는 다음 식 (5)와 같이 정의된다[10].

$$h_{air} = \frac{Nu \cdot \lambda_{air}}{2\delta} \quad (5)$$

λ_{air} : 공기의 동점성계수 [m^2/sec]

따라서, 공극부의 열저항은 아래 식 (6)과 같다.

$$R_{th-air} = \frac{1}{h_{air} 2\pi r_{rotor} L_{stack}} \quad (6)$$

r_{rotor} : 회전자 반경 [m]

L_{stack} : 회전자의 축방향 길이 [m]

2.2.1.2.2 코일 엔드 부

코일 엔드에서 발생한 열은 공기에 의한 대류에 의하여 하우징 및 엔드 캡으로 전달되는데, 코일 엔드부의 대류 현상은 형상의 복잡함으로 인해 모델링하기가 매우 어렵다. Kylander는 코일 엔드부의 대류 현상을 실험적으로 연구하여 공기의 선속도에 의한 함수 형태로 식 (7)과 같이 정의하였다[6]. 권선 방식에 따라 차이를 가질 수 있으나 본 연구에서는 Kylander의 연구결과를 인용하여 대류 열 계수를 계산하였다.

$$h_{ew-air} = K_1 + K_2 v^{0.6} \quad (7)$$

식 (7)에서 $K_1=6.5W/m^2.K$, $K_2=5.25W/(s/m)^{0.6}/m^2.K$ 이며, v 는 코일 엔드부 주변 공기의 선속도 [m/sec]를 의미한다.

2.2.1.2.3 냉각 채널 부

본 연구 대상 전동기는 외부의 냉각수에 의해 강제 냉각되는 구조를 가지고 있다. 케이스 A와 케이스 B와 같이 냉각 구조를 가질 경우, 유체의 유량과 형상에 따라 내부 유동 흐름이 달라지므로 대류 열계수를 정확히 구하기 위해서는 CFD를 적용해야 한다. 본 논문에서는 상용 CFD해석 툴을 이용하여 다음 식 (8)의 방법으로 대류 열계수 h_{eff} 를 계산하였다.

$$h_{eff} = \frac{Q}{T_{fin} - T_{ref}} \quad (8)$$

h_{eff} : 대류 열전달 계수 [$W/m^2.^\circ C$]

Q : 단위면적당 발열량 [W/m^2]

T_{fin} : 냉각 핀 표면 온도 [$^\circ C$]

T_{ref} : 기준온도, 본 연구에서는 냉각수 입구 온도 [$^\circ C$]

2.2.1.3 복사에 의한 열전달

복사에 의한 열전달은 Stefan-Boltzman의 법칙에 의해 다음과 같이 정의된다.

$$P_{radiation} = A\sigma\epsilon(T_1^4 - T_2^4) \quad (9)$$

$P_{radiation}$: 복사에 의해 전달되는 열량 [W]

A : 복사가 발생하는 표면의 면적 [m^2]

σ : Stefan-Boltzman 상수 ($=5.67 \times 10^{-8} [W/m^2/K^4]$)

ϵ : 표면의 방사율

T_1 : 발열체 표면의 온도 [$^\circ C$]

T_2 : 열전달 대상체의 온도 [$^\circ C$]

복사에 의한 열저항은 대류에 의한 열전달과 마찬가지로 복사열전달계수를 도입하여 식 (10)과 같이 표현된다.

$$R_{th-radiation} = \frac{1}{h_r \cdot A} \quad (10)$$

h_r : 복사 열전달 계수 [$W/m^2.^\circ C$]

A : 표면의 면적 [m^2]

J.Nerg등에 의하면 전동기 열전달 문제에 있어 복사에 의한 열전달 효과는 대류에 비하여 상대적으로 적다[1]. 이는 전동기 내부 발열체와 하우징 간의 온도 차이가 복사효과를 고려할 정도로 크지 않고 특히 수냉식 전동기의 경우 냉각수의 강제 대류에 의한 열전달이 대부분이기 때문이다[1]. 따라서, 본 연구에서는 복사에 의한 열전달 효과는 하우징 외측 표면과 외부 공기 간에 발생하는 현상만 고려하였다.

2.2.2 재질 특성의 고려

아래 표 4는 연구 대상 전동기에 적용된 부품 재질의 열전달 관련 물성치를 나타낸다. 실제 열전달을 및 비열은 온도에 따라 변하지만, 실제 온도에 따른 정확한 물성치를 확보하는 것이 어렵기 때문에 상수로 가정하였다.

표 4 설계 전동기의 각 부분 물성치

Table 4 Material property of designed motor

항 목	재질명	열전달율 [$W \cdot ^\circ C/m$]	비 열 [$kJ \cdot ^\circ C/kg$]	밀 도 [kg/m^3]
하우징 엔드캡	Al-6061	209	0.9	2,700
고정자/회 전자 철심	PN08급 규소강판	28	0.46	7,800
권선	구리	386	0.4	8,950
권선 절연 코팅제	폴리머	0.21	1	1,400
영구자석	NdFeB	9	0.42	7,400
축 스파이더	탄소강	49.8	0.486	7,850
베어링	베어링강	30	0.46	7,800

2.2.3 냉각 특성 해석 순서

수냉식 영구자석 동기전동기의 온도분포를 계산하고 냉각 특성을 분석하기 위한 순서는 다음 그림 7과 같다. 성능을 만족하기 위한 전동기의 형상을 결정한 후, 냉각 특성을 확인하기 위한 운전점을 결정한다. 운전점이 결정되면, 해당 운전점에서의 전류 지령을 기준으로 전동기의 동손 및 철손을 유한요소해석을 통해 계산한다. 이후, 결정된 형상에 따라 열등가 회로를 구성하여, 이전 단계에서 계산된 손실값을 입력한 후 등가회로를 계산하면 각 절점별 온도값을 계산할 수 있다. 과도 상태 해석을 수행할 경우, 열 등가회로에는 질량 및 비열로 결정되는 열 커패시턴스 값이 포함된다.

그림 7 전동기의 냉각 특성 해석 순서

Fig. 7 Calculation flow of electric motor's thermal performance

2.3 해석 결과 및 분석

설계된 전동기의 냉각 유로 구조 및 보빈 재질에 따른 냉각특성을 분석하기 위해서, 본 연구에서는 Matlab/Simulink 기반 환경에서 열 등가회로를 구성하여 온도를 해석하였다. Matlab 환경은 공학적 계산을 수행하기가 편리하고 전동기 제어기 모델과의 통합 및 연계가 쉬운 장점이 있다.

2.3.1 열 등가회로 모델 구성

그림 8과 9는 설계된 영구자석형 동기전동기의 열등가회로 모델로 구성된 Matlab/Simulink 모델을 나타낸다. 열등가회로와 전기회로의 상사성을 이용하여 구성된 것으로, 열저항과 열 커패시턴스의 조합인 R-C회로의 형태로 나타난다. 또한 계산된 손실값은 전류원으로 표현하였으며 온도별 룩업 테이블의 형태로 미리 계산되어 입력된다. 손실값과 열등가회로에 의해 현재 계산된 온도를 피드백 받아 수정된 손실값을 입력하는 폐루프 형태로 구성되었다. 그리고, 전동기 각부분의 손실치는 다음 표 5와 같이 정의된다. 온도별 손실을 구하기 위해, 영구자석 및 동손의 경우 온도별 도전율을 보정하는 방법으로 손실을 계산하였다. 또한, 철손의 경우 영구자석의 온도에 따라 자속밀도 포화특성이 달라지기 때문에 자석의 온도를 기준으로 고정자 및 회전자별 철손을 계산하였다. 유한요소해석은 상용 소프트웨어인 JMAG(Ver.10.0)을 이용하였다.

표 5 설계 전동기의 손실값 정의

Table 5 Loss parameters of designed motor

항 목	구 분		해석 방법
	정의	해석 온도 범위	
LUT_PM_loss	영구자석 와류손	+20 ~ +180도	· 2D FEM (도전율 보정 및 영구자석 온도별 계산)
LUT_coilside_loss	코일 내측부 동손	+20 ~ +180도	
LUT_coilend_loss	코일 엔드부 동손	+20 ~ +180도	
LUT_fe_yoke	고정자 요크부 철손	+20 ~ +180도	
LUT_fe_teeth	고정자 치부 철손	+20 ~ +180도	
LUT_fe_rotor	회전자 철손	+20 ~ +180도	
bearing_front	전단 베어링 기계손	온도 고정	· 참조논문 [12]
bearing_rear	후단 베어링 기계손	온도 고정

그림 8 Matlab/Simulink 기반 전동기 열해석 모델의 구성

Fig. 8 Thermal analysis model of designed motor using Matlab/Simulink

그림 9 Matlab/Simulink에서 구성된 전동기의 열등가 회로

Fig. 9 Detailed thermal network of designed motor using R-C parameter

2.3.2 온도별 손실 해석

표 5에 정의된 각 손실 중, 철손 및 영구자석의 와류손의 정확성을 높이기 위해서는 실제 전동기의 운전점을 선정하여, 운전점에 해당되는 전류 지령과 이를 고려한 실제 제어기의 PWM 제어에 따른 스위칭 노이즈를 고려한 인가전류를 계산해야 한다. 그러나, 설계 단계에서 이를 정확히 고려하기는 어렵기 때문에 본 연구에서는 인가전류를 정현적이라고 가정하여 손실을 계산하였다. 아래 표 6에 연구 대상 전동기의 운전점을 #1과 #2로 구분하여 정의하였고, 각 운전점 별 전류 지령을 명기하였다.

표 6 운전점 및 전류 지령의 정의

Table 6 Current reference value of motor's operating point

운전점 정의		전류 지령	
구 분	토크@속도	I_{dref} [A]	I_{qref} [A]
운전점 #1	100N.m@ 1,000RPM	-34.4	109.2
운전점 #2	35N.m@4,000RPM	-107.4	31.2

(a) 운전점 #1

(a) Operating point #1

(b) 운전점 #2

(b) Operating point #2

그림 10 시간에 따른 운전점 별, 상당 쇠교자속 해석 결과 (영구자석 온도는 60도 가정)

Fig. 10 Calculated flux linkage per phase at each operating point (60°C PM temperature)

(a) 운전점 #1

(a) Operating point #1

(b) 운전점 #2

(b) Operating point #2

그림 11 영구자석 온도에 따른 운전점 별, 고정자 철손 변화

Fig. 11 Calculated iron loss of stator core Vs. PM temperature at each operating point

그림 10은 운전점 #1과 운전점 #2에서의 상당 쇠교자속을 해석한 결과로, 약계자 영역인 운전점 #2에서 전류 왜곡이 커짐을 알 수 있다. 그림 11은 영구자석의 온도를 20도에서 180도까지 가정하여, 해당 온도에서의 B_r 값 및 H_c 값을 물성치로 채입력한 후, 계산된 철손으로 온도에 증가에 따라 철손이 감소함을 알 수 있으며, 약계자 전류가 큰 운전점 #2에서는 이러한 효과가 크게 나타나고 있다.

2.3.3 냉각 유로의 해석

냉각 채널 형상에 따라 구분한 케이스 A와 케이스 B 형상별 냉각 유로 해석은 상용 CFD 해석 툴인 Fluent를 이용하여 수행되었다. 계산 시간을 최소화 하고, 열 등가 회로에 적절한 대류 열계수를 산출하기 위해 전체 해석 모델을 하우징 부분과 등가 발열 부분으로 간략화시켜 모델링 한 후 해석을 수행하였다. 그림 12는 각 케이스 별 냉각 유로 부의 유동 흐름(유속)을 나타낸다.

(a) 케이스 A 형상의 유동 해석 결과
(a) Case A

(b) 케이스 B 형상의 유동 해석 결과
(b) Case B

그림 12 냉각 채널 형상에 따른 CFD 해석 결과 비교
Fig. 12 Calculated result of coolant flow using CFD

그림 12(a)와 같이 Fin 구조를 가진 냉각 채널(케이스 A)이 유동 흐름 측면에서 동일한 발열량이 인가되었을 때 높은 열전달 효과를 가지고 있음을 알 수 있다. 그림 12(b)와 같이 Fin 구조가 없는 케이스 B의 하우징일 경우, 유동 흐름이 균일하지 못하고 정체 유동이 발생하여, 상대적으로 대류에 의한 열전달 효과가 감소됨을 의미한다. 그러나, 열저항의 측면에서 보면 대류 열전달 계수와 면적이 함께 고려되어 냉각 채널의 형상을 선정해야 하며, 본 연구에서는 그림 13과 같이 CFD해석을 통해 계산된 평균 대류 열계수값과 물성치, 형상, 온도분포를 고려하여 다음 식 (11)과 같이 열저항을 산정하였다.

$$R_{thermal} = \frac{T_1 - T_2}{Q} \quad (11)$$

$R_{thermal}$: 발열량 및 온도차에 의해 결정되는 열저항
[°C/W]

Q : 발열량 [W]

T_1 : 열유속 시작부의 온도 [°C]

T_2 : 열유속 중단부의 온도 [°C]

(a) 케이스 A 형상의 발열량에 따른 평균 h값 추이
(a) Case A

(b) 케이스 B 형상의 발열량에 따른 평균 h값 추이
(b) Case B

그림 13 냉각 채널 형상에 따른 대류 열전달 계수 h값 비교
Fig. 13 Thermal convection coefficient Vs. dissipated power

2.3.4 인자별 냉각 특성 해석 결과

하우징 형상 및 보빈 재질에 따른 냉각 특성은 표 6에 정의된 운전점 별로 권선부 온도 해석을 통해 비교할 수 있다. 그림 8에 정의된 Matlab/Simulink 모델을 통해 권선 온도의 포화 시간을 7,200초로 가정하고 과도 해석을 수행하였다.

그림 14는 표 6에 정의된 운전점 별로 정의된 설계요소인 보빈 재질 특성과 하우징의 냉각 채널 구조에 따른 권선 온도 특성을 비교한 것이다. 운전점 #1은 철손에 비해 동손이 큰 운전점이고, 운전점 #2는 약계자 제어로 인해 철손이 큰 운전점을 정의한 것이다. 그림 14의 결과와 같이 하우징 형상 및 보빈 재질에 따른 냉각 효과를 비교한 결과, 냉각 채널의 형상이 케이스 A인 경우 케이스 B에 비해 열저항이 적어 운전점 1번의 경우 1.1도, 2번의 경우 0.9도 정도의 온도를 저감시킬 수 있다. 또한, 보빈의 재질특성에 따른 효과는 CoolPolymer사의 DS5120 재질을 적용한 경우, PPA재질에 비해 운전점 1번에서 7.7도 정도의 온도 저감 효과가 발생하였음을 알 수 있다. 이는 본 연구의 대상인 전동기의 경우, 냉각 채널의 형상 변경에 따른 효과보다 보빈 재질 변경에 따른 효과가 상대적으로 큼을 의미한다. 이러한 효과는 전동기에 인가되는 발열량에 비례하므로, 출력이 커지는 전동기의 단시간 정격 운전 시 온도 저감효과가 더욱 커질 수

있음을 예상할 수 있다. 해석 결과에 따라, 실제 전동기의 냉각 구조는 하우징 형상의 경우 케이스 A를 채택하고, 보빈 재질은 Coolpolymer사의 DS5120을 선정하여 제작하였다.

(a) 보빈 재질 및 하우징 구조에 따른 권선온도(운전점 #1)
(a) Comparison between bobbin material and housing const. for the winding temperature (operating point 1)

(b) 보빈 재질 및 하우징 구조에 따른 권선온도(운전점 #2)
(b) Comparison between bobbin material and housing const. for the winding temperature (operating point 2)

그림 14 운전점에 따른 설계요소별 권선온도 해석 결과

Fig. 14 Calculated result of winding temperature for the different operating points

2.4 시험 및 검증

2.4.1 시험 장비의 구성

본 연구 대상 전동기의 냉각 성능을 분석하기 위해서 그림 15와 같이 다이نام 시험 장비를 이용하였다. 외부의 냉각수는 냉각수 온도 제어기에 의해 일정한 온도 및 유량 조건으로 제어되며, 다이نام을 통해 시험자가 원하는 운전점을 고정하여 운전이 가능하다. 또한, 운전점에 정의된 토크 지령은 구동 인버터에 의해 토크 제어되고, 권선 내부의 코일 엔드부에 장착된 온도센서를 통해 실시간으로 온도 측정이 가능해진다. 온도센서는 일본 세미텍사의 NTC 써미스터를 이용하였다.

(a) 다이نام에 장착된 시험 전동기
(a) Developed motor attached to the dynamo

(b) 시험 장비의 주요 구성
(b) Major components of experimental setup

그림 15 시험장비의 구성

Fig. 15 Experimental setup for the operating test

2.4.2 손실의 보정

실제 제작된 인버터로 전동기를 구동할 경우, 제어 기법이나 회로 정수, 스위칭 주파수 등의 영향으로 인해 전동기에 인가되는 전류는 고조파 성분을 가지게 된다. 따라서, 인가 전류를 정현적으로 가정한 경우에 해석한 철손 결과와 PWM 스위칭을 고려한 실제 철손에는 큰 차이가 있을 수 있으므로 본 연구에서는 표 6에서 정의된 운전점 별로 측정된 실제 인가 전류를 기준으로 철손을 재해석 후, 열등가 모델에 입력하였다. 아래 그림 16은 운전점 #1로 전동기를 구동할 경우, 실제 측정된 상전류 파형 및 이를 고조파 성분으로 분석한 결과이다.

그림 16(b)와 같이 PWM 스위칭 주파수의 짝수차에 해당하는 고조파 성분과 자속에서 발생한 고조파 성분이 혼재하고 있음을 알 수 있다. 표 7은 실제 인가된 전류 기준으로 철손을 해석한 결과를 나타내며, 전류 파형이 정현적이라고 가정한 경우와 비교하였다. 비교 결과, 동일한 영구자석 온도 조건에서 운전점 #1의 경우, 고정자 철손이 73.3% 정도 철손이 증가되었음을 알 수 있다. 반면, 약계자 전류가 큰 운전점 #2에서는 철손의 증가가 350%까지 증가되었다.

(a) 상전류 측정 파형 (운전점 #1)

(a) Measurement of phase current waveform

(b) 상전류의 고조파 분석 결과

(b) Frequency component of phase current

그림 16 실제 전동기 구동 시 측정된 상전류 (운전점 #1)

Fig. 16 Analysis of measured phase current at operating point 1

표 7 인가 전류 형태에 따른 철손 비교 (자석온도 20도 기준)

Table 7 Comparison between ideal and measured phase current waveform for the calculated iron loss at each operating point (20℃ PM temperature)

항 목	운전점 #1		
	정현파 전류	실 전류	증/감 비율
고정자 철손[W]	75.3	130.5	73.3% ↑
회전자 철손[W]	7.4	11.9	60.8% ↑
-	운전점 #2		
고정자 철손[W]	196.0	686.1	350% ↑
회전자 철손[W]	25.2	33.3	32% ↑

2.4.3 시험결과 분석

실제 인가된 전류 기준으로 재해석된 철손을 그림 8의 열 등가회로 모델에 입력하여 계산된 코일 엔드부의 온도와 실제 온도센서로 측정된 온도 시험값을 운전점 별로 그림 17에 비교하였다.

(a) 운전점 #1에서의 코일 엔드부 온도 비교

(a) Operating point 1

(b) 운전점 #2에서의 코일 엔드부 온도 비교

(b) Operating point 2

그림 17 운전점 별 코일 엔드부의 해석치와 시험치 비교

Fig. 17 Measured and calculated temperature of stator end-winding at each operating point

운전점 #1은 동손의 영향이 철손보다 큰 운전점으로, 시험치가 해석치보다 크게 나타났으며, 3,600초 지점에서는 0.5도 정도의 오차를 보이고 있다. 반면, 운전점 #2는 철손이 동손보다 큰 운전점으로 오히려 해석치가 실험치보다 7.4도 크게 나타나는 경향을 보인다. 이러한 오차의 원인으로는 철손의 정확한 산정 여부 및 온도 변화에 따른 물성치(열전달율 및 비열)의 반영 여부, 철심의 적층에 따른 열저항 증가, 코일 엔드에서 고정자 철심까지의 정확한 열저항 산정의 어려움, 철손의 국부적인 분포 특성등에서 기인하는 것으로 분석된다.

3. 결 론

본 논문에서는 고 출력밀도를 가지는 집중권 방식의 영구 자석형 동기 전동기를 대상으로 수냉식 냉각 하우징의 형상 구조와 코일의 절연을 위해 적용된 보빈 재질의 전도 열전달 계수값에 따른 냉각 특성을 비교 분석하였다. 이러한 특성을 설계 단계에서 검토하기 위해 열 등가회로 기법을 적용하였으며, 수냉식 냉각 구조에 따른 대류 열전달 계수 산정의 정밀도를 높이기 위해 부분적으로 CFD 기법을 도입하였다. 해석 결과 다수의 평행 핀 구조를 가진 하우징 형상이 효율적인 유동 흐름으로 인하여 높은 대류 열전달 계수를 가지며, 보빈의 전도 열전달 계수가 높을수록 권선의 온도는 낮아지는 경향을 보여 냉각 성능 개선효과를 설계단계에서 계산할 수 있었다. 최종적으로 제작된 전동기를 다이 나모 시험을 통해 운전점 별로 측정된 코일 엔드부의 온도 실험치와 해석치를 비교하였으며, 열 해석 시 실제 인가된 전류를 이용하여 고정자 및 회전자 철손을 재 계산함으로써 열 해석 기법의 타당성을 검증하였다. 향후, 제어기 모델과 전동기 모델을 결합하여 PWM 스위칭을 고려한 인가 전류를 설계 단계에서 미리 고려함으로써 설계된 전동기의 연속 정격 및 과도 운전 특성이 적절한지에 대한 연구를 수행할 계획이다. 이러한 해석 기법은 연속 정격과 최대 정격의 사용 시간에 대한 정의가 사용자의 용도에 따라 구분되는 가변속 구동 시스템의 설계 시 정격 만족 여부의 검증에 필요할 것으로 예상된다.

참 고 문 헌

- [1] Janne Nerg, Marko Rilla, Juha Pyrhonen, "Thermal Analysis of Radial-Flux Electrical Machines With a High Power Density", IEEE Trans. on Industrial Electronics, Vol. 55, No. 10, pp. 3543-3554, October 2008
- [2] P. H. Mellor, D. R. Roberts, D. Turner, "Lumped Parameter Thermal Model For Electrical Machines of TEFC Design", IEE Proceedings-B, Vol. 138, No. 5, September 1991
- [3] Liu Z. J., Howe D, Mellor P.H., "Thermal analysis of permanent magnet machines", IEE Proceedings on Electrical Machines and Drives, pp. 359-364, 1993
- [4] Lindstrom J., "Thermal model of a Permanent Magnet Motor for a Hybrid Electric Vehicle". Licentiate thesis, Chalmers University of Technology, Goteborg, Sweden, 1999
- [5] Christian Kral, Anton Haumer, Matthias Haigis, Hermann Lang, Hansjorg Kapeller, "Comparison of a CFD Analysis and a Thermal Equivalent Circuit Model of a TEFC Induction Machine with Measurements", IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol. 24, No. 4, pp. 809-818, December 2009
- [6] Aldo Boglietti, Andrea Cavagnino, Mario Lazzari, Michele Pastorelli, "A Simplified Thermal Model for Variable-Speed Self Cooled Industrial Induction

Motor", IEEE Trans. on Industry Applications, Vol. 39, No. 4, pp. 945-952, 2003

- [7] A. Boglietti, "Thermal sensitivity analysis for TEFC induction motors", Power Electronics, Machines and Drives(PEMD), Vol. 1, No. 498, pp. 160-165, 2004
- [8] 武田洋次, 매입자석 동기모터의 설계 및 제어, 교보문고, pp. 136-137, 2010
- [9] 강경호 외 4인, "열 등가회로와 CFD를 결합한 엔진 직결형 영구자석 발전기의 열 특성 해석에 관한 연구", 대한전기학회 하계학술대회 논문집, pp. 794-795, 2010. 7
- [10] Gunnar Kylander, "Thermal modelling of small cage induction motors", School of Electrical and Computer Engineering Chalmers University of Technology, Technical Report No.265, February 1995
- [11] Becker, K. M., Kaye J., "Measurements of diabatic flow in an annulus with an inner rotating cylinders", Journal of Heat Transfer 84, pp. 97-105, 1962
- [12] Juha Pyrhonen, Tapani Jokinen, Valeria Hrabovcova, Design of Rotating Electrical Machines, John Wiley & Sons Ltd., pp. 460-461, 2008

저 자 소 개

강 경 호 (姜 璟 皓)

2001년 공학석사, 창원대 (전기전자제어공학), 2005년 ~ 2006년 LG이노텍 선임연구원, 2007년 ~ 현재, 현대로템(주) 전자연구팀 선임연구원

Tel : 031-596-9714

E-mail : khkang@hyundai-rotem.co.kr

안 수 홍 (安 修 弘)

2006년 건국대학교 기계항공공학부 졸업, 공학사, 2008년 건국대학교 대학원 기계공학과 졸업, 공학석사, 2008년 ~ 현재 현대로템(주) 연구원

Tel : 031-596-9519

E-mail : shahn@hyundai-rotem.co.kr

윤 영 득 (尹 榮 得)

1998년 한국항공대 항공우주공학과 졸업, 공학사, 2000년 한국항공대 항공우주공학과 졸업, 공학석사, 2000년 ~ 2004년 미루정보통신 주임연구원, 2004년 ~ 현재 현대로템(주) 선임연구원.

Tel : 031-596-9653

E-mail : ydyoon@hyundai-rotem.co.kr

유 석 진 (俞 碩 珍)

1990년 중앙대학교 물리학과 학사, 1992년 동 대학교 대학원 물리학과 석사, 1992년~1995년 PCC 기술연구소 주임연구원, 1996년~현재 현대로템(주) 기술연구소 수석연구원

Tel : 031-596-9710

E-mail : ysjok@hyundai-rotem.co.kr

안 호 철 (安 曉 哲)

1982년 단국대학교 전자공학과 졸업, 공학사, 1983년 단국대학교 대학원 전자공학과 중퇴, 1986 ~ 현재 현대로템(주) 방산 개발 담당

Tel : 010-3372-1252

E-mail : hcahn@hyundai-rotem.co.kr