

열등가회로를 이용한 5 kW 급 영구자석 동기전동기의 정상상태 열 특성 해석[§]

김태현* · 유영범* · 나종승* · 유경태* · 문운재* · 이재현* · 이 주** · 박찬배*** · 문승재*†

* 한양대학교 기계공학과, ** 한양대학교 전기·생체공학부, *** 철도기술연구원

Steady-state Thermal Analysis of 5 kW IPMSM Using Thermal Equivalent Circuit

Tae Hyun Kim^{*}, Young Bum Yoo^{*}, Jong Seung Na^{*}, Kyongtae Ryu^{*}, Yoon Jae Moon^{*},
Jae Heon Lee^{*}, Ju Lee^{**}, Chan Bae Park^{***} and Seung Jae Moon^{*†}

^{*} Dept. of Mechanical Engineering, Hanyang Univ.

^{**} School of Electrical and Bio_Engineering, Hanyang Univ.

^{***} Korea Railroad Research Institute

(Received April 14, 2014 ; Revised August 14, 2014 ; Accepted August 29, 2014)

Key Words: Thermal Equivalent Circuit(열등가회로), Finite Element Method(유한요소법), Interior Permanent Magnet Synchronous Motor(영구자석 동기전동기)

초록: 본 논문에서는 영구자석 동기전동기의 특정 운행조건 중 발생하는 열 발생량에 대해, 열등가회로를 이용하여 정상상태 열 해석을 수행하였다. 최근 전동기는 소형, 경량화되며 극한 운행조건에서도 고출력 밀도를 견뎌야 한다. 특히, IPMSM의 코일과 영구자석에서 발생하는 과도한 열은 전동기의 출력을 감소시키고, 전동기의 수명에 악영향을 끼치기 때문에 설계단계에서 IPMSM의 열 해석이 중요하다. 그러므로, 본 연구에서는 열등가회로를 이용하여 IPMSM의 설계변수 변화에 따라 정상상태 열 해석을 진행하였다. 변화된 설계변수는 하우징의 축방향 길이 그리고 하우징 두께이다. 마지막으로 열등가회로를 이용한 열 해석 결과와 유한요소법을 이용한 열 해석 결과를 비교하고, 열 해석 결과에 정확성과 신뢰성을 확인하고자 한다.

Abstract: Steady-state thermal analysis was performed on a thermal equivalent circuit to determine the heat generation during operation of an interior permanent magnet synchronous motor (IPMSM). New machines must be compact and light and produce high torque density under extreme environmental conditions. Thermal analysis of an IPMSM is particularly important because excessive heat generated from the core and magnet reduces the IPMSM's output and has adverse effects on the durability. Therefore, steady-state thermal analysis of an IPMSM was performed for changes in the design variables using a thermal equivalent circuit. The changed variables were the axis length and thickness of the housing. The results of this method were compared with those of the finite element method to verify the accuracy and reliability.

1. 서 론

현재 전동기 산업분야에서 전동기의 고효율 및

소형 경량화에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다. 특히 고성능 영구자석이 전동기 로터 내부에 삽입되어 있는 매입형 영구자석 동기전동기(Interior Permanent Magnet Synchronous Motor, IPMSM)는 마그네틱 토크와 더불어 릴럭턴스 토크를 이용한다. 이 때문에 IPMSM은 일반적으로 유도전동기에 비해 운행조건 시 고출력 밀도 가진다. 또한 동일한 출력을 갖는 유도전동기에 비해 약 0.5 배 정도의

§ 이 논문은 2014년도 대한기계학회 열공학부문 춘계학술대회(2014. 4. 23.-26., 제주대) 발표논문임

† Corresponding Author, smoon@hanyang.ac.kr

© 2014 The Korean Society of Mechanical Engineers

소형 경량화가 가능하다는 장점을 가지고 있다.

하지만 IPMSM 의 영구자석은 재료의 회소성으로 인한 비용문제와 온도에 민감하여 물질의 온도 상승으로 영구감자가 발생할 수 있으며, 결과적으로 전동기 효율 감소로 이어질 수 있는 단점을 가지고 있다. 또한 소형 경량화가 될수록 방열면적이 줄어들어 고정자 권선의 높은 전류밀도로 인해 발생한 열로 인하여 전동기 내부의 온도가 높아진다. 이로 인한 출력 감소뿐만 아니라 전동기의 수명에 악영향을 미칠 수 있다.^(1,2) 이와 같은 문제를 해결하기 위해서는 운행 조건 중 발생하는 열 발생량을 근거로 하여, 정확한 열 해석이 뒷받침 되어야 한다.

전동기의 열 해석 방법에는 열등가회로법과 유한요소법이 있다. 먼저 열등가회로법은 전동기의 국부적인 평균 온도와 전반적인 온도 분포 및 열의 흐름을 쉽게 파악 할 수 있지만, 온도 구배가 큰 시스템의 경우 열등가회로망을 사용해서 구한 평균 온도 값의 오차가 커지는 한계를 가지고 있다.⁽³⁾ 반면에 유한요소법은 전동기의 내부의 얇은 공극 부분에서 발생하는 많은 격자수로 인해 열 해석 시 시간과 노력이 많이 필요하다는 단점이 있지만, 정확한 온도 예측이 가능하다는 장점을 가지고 있다.⁽⁴⁾

본 논문에서는 설계단계에서 다양한 설계 변수의 변경에 따른 열 특성 영향을 빠르게 해석할 수 있는 열등가회로법을 이용하여 정상상태의 열해석 기법을 수행하였다. 설계단계에서 변경된 설계변수는 하우징의 축방향 길이와 두께를 변경하였다. 또한 해석 결과의 정확성과 신뢰성을 확보하기 위해 유한요소법을 이용하여 얻은 결과와 비교하였다.

2. 열 해석 이론 및 방법

2.1 해석모델 및 제원

본 논문에서는 5 kW 급 IPMSM 모델을 열등가회로를 구성하여 정상상태의 열 해석을 진행하였다. Fig. 1 은 실제모델의 1/4 인 해석모델을 나타내었다. ①은 샤프트, ②는 로터, ③은 영구자석, ④는 공극, ⑤는 코일, ⑥은 절연물, ⑦은 스테이터 그리고 ⑧은 하우징을 나타낸다. ⑥번 절연물은 집중권 코일을 5 mm 두께로 감싸고 있다. 또한 집중권 코일 부분에서 각각의 코일 사이의 공기층 및 절연층을 고려하여 40%는 코일, 60%는 절연물 및 공기 층으로 가정하였다.

Table 1 Specification of analysis model

Contents	Value
External diameter of stator [mm]	270
Length of axial direction [mm]	25
Rotational speed [rpm]	1500
Copper loss [W]	270
Core loss [W]	56.9
Magnet eddy-current loss [W]	1

Table 2 Properties of analysis model

Part	Material	Thermal conductivity [W/m·K]
Shaft	Steel	50
Rotor	Si-steel(S08)	25
Stator	Si-steel(S08)	25
Coil	Copper	400
Permanent Magnet	NdFeB (N38EH)	7.6
Frame	SUS304	200
Insulator	Mica (H-class)	0.1625

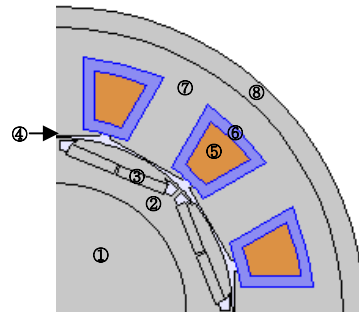


Fig. 1 Analysis model of IPMSM

Table 1 은 해석모델의 열 발생량 및 운행조건 그리고 모델의 제원을 나타냈으며, Table 2 는 해석 모델의 부품 별 물성치를 나타냈다.

2.2 열 해석 기법

열등가회로 구성에 있어서 전동기 운행조건 중 발생하는 열 손실이 각 부품에 균일하게 발생한다고 가정하였다. 그리고 1500 rpm 운행조건 중 IPMSM 각 부품의 총 손실 값은 327.9 W 이다.

각 부품의 초기 온도 및 대기온도는 25°C 이다. 따라서 IPMSM 의 각 부품에서 발생하는 열은 일

정 대기온도에 의한 자연대류 및 각 부품의 회전
에 의한 강제대류의 영향으로 냉각되게 된다. 본
논문에서는 정상상태 IPMSM 의 각 부품 온도를
산출함으로써, 각 부품의 온도를 제시하였다.

2.3 열 전달

열은 온도 차에 의해서 한 시스템에서 다른 곳으로
이동하는 에너지의 형태이다. 열전달 방법에는 전도,
대류 그리고 복사의 세 가지 방법이 있으며, 이러한
열전달은 정상상태에서 열역학 1 법칙인 에너지 보존
법칙으로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\dot{Q}_{in} - \dot{Q}_{out} + \dot{Q}_{gen} = \frac{dE_{thermal, system}}{dt} = 0 \quad (1)$$

2.3.1 열 저항

열 전달 해석에 있어서 열 저항의 개념을 도입하
여 전기회로와 유사하게 열등가회로를 다음의 Table
3 과 같이 나타낼 수 있다. 이때 IPMSM 의 정상적
특성을 고려하여 반경 방향으로서는 원형관의 열 저항
으로 증가화 할 수 있으며, 축방향으로는 평면에서
의 열 저항으로 증가화 할 수 있다.⁽⁵⁾ 본 논문에서는
복사에 의한 열 전달은 무시하였고, 접촉 열저항의
경우 스테이터와 하우징 사이를 고려하였다. 그 이
유는 운행정 조건 시 코일과 스테이터에서의 열 발생량
이 가장 크고, 발생한 열이 하우징을 지나 대기 중
으로 전달되기 때문이다. 나머지 부품 사이의 접촉
열저항의 영향은 미미할 것으로 가정하였다.⁽⁶⁾

2.4 대류 열전달계수 산정

2.4.1 자연대류

고정된 하우징 결면과 스테이터 부분의 대류 열전
달계수는 자연대류로 가정하여 $10 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ 으로 사용
하였다.

2.4.2 회전자와 고정자 사이 공극

회전자와 고정자 사이 얇은 공극에서 발생하는
대류 열전달계수는 점성력과 회전 관성력의 무차
원 비인 Taylor number(Ta_m)를 사용하여 구할 수 있
다.⁽⁷⁾ 이를 통해 계산된 공극에서의 대류 열전달계
수는 $31.716 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ 이다. 다음의 Fig. 2 는 공극에
서서의 대류 열전달계수를 계산하는 일련의 과정을
순서대로 나타내었다. Fig. 2 에서 Ω_m 는 회전자의
각속도, a 는 회전자 외경 반지름, b 는 내경 반지름,
 r_m 은 a 와 b 의 평균값, ν 는 유체의 동점성 계수
이고 S 는 다음 식으로 구할 수 있다.

Table 3 Thermal resistance in plane wall and cylinders

	Plane wall	Cylinders
Conduction resistance	$R_{cond} = \frac{L}{kA}$	$R_{cond} = \frac{\ln(r_2 / r_1)}{2\pi Lk}$
Convection resistance	$R_{conv} = \frac{1}{hA}$	$R_{conv} = \frac{1}{2\pi rLh}$

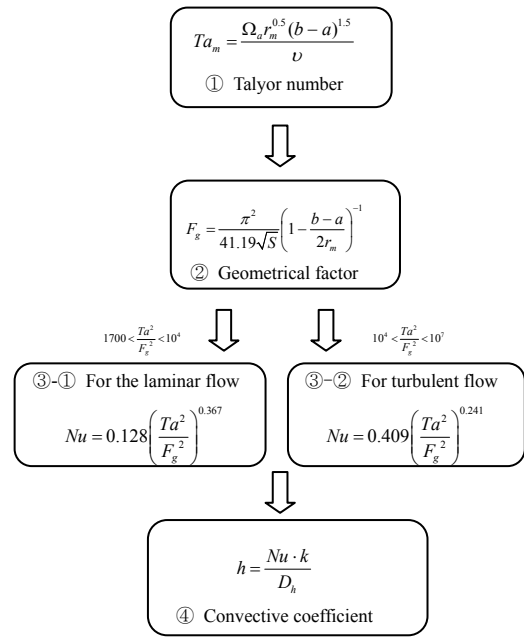


Fig. 2 Air gap convection in rotating machines

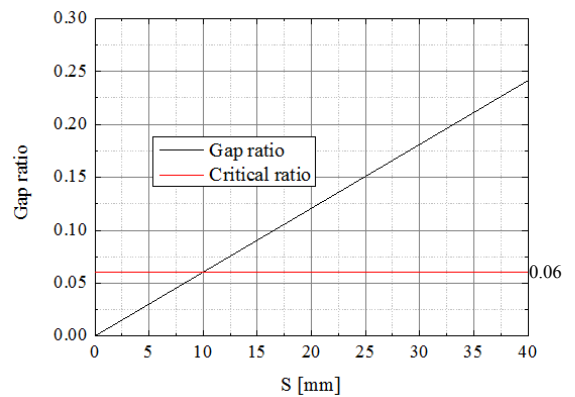


Fig. 3 Gap ratio according to changes in S

$$S = 0.0571 \left(1 - 0.652 \frac{(b-a)/r_m}{1 - (b-a)/2r_m} \right) + 0.00056 \left(1 - 0.652 \frac{(b-a)/r_m}{1 - (b-a)/2r_m} \right)^{-1} \quad (2)$$

2.4.3 강제대류

회전하는 샤프트와 로터 부분의 대류 열전달계
수는 회전자 반경과 회전자와 하우징 사이의 거리
의 비의 관계를 통해 구할 수 있다.⁽⁸⁾ 회전자 반경

과 회전자와 하우징 사이의 거리의 비가 0.06 이상 일 때 Free disk 로 가정할 수 있는 조건을 이용하여, 본 모델에 적용한 결과를 Fig. 3 에 나타내었다. 여기서 S 는 회전자와 하우징 사이의 거리를 나타낸다.

Fig. 3 의 결과 회전자와 하우징 사이의 거리가 10 mm 이상인 경우 Free disk 로 가정할 수 있으며 다음의 식을 사용할 수 있다. 또한 등은 디스크에서는 n=0 을 사용 할 수 있다. 이를 통해 산출한 대류 열전달계수는 17.377W/m²·K 이다.

$$\overline{Nu}_{fd} = 0.0197(n+2)(n+2.6)^{-0.8} Pr^{0.6} Re^{0.8} \quad (3)$$

2.5 열등가회로 구성

열등가회로 구성을 위해 Fig. 4 에서 나타낸 바와 같이 축 방향 부분과 반경 방향 부분으로 나누어서 등가회로를 설계하였다. 회전자 내부에 매입되어있는 영구자석의 경우 원통형이 아닌 직사각형의 형상을 가지고 있다. 따라서, 원통형 등가 열 저항을 이용하기 위해서 전동기의 영구자석을 동일면적의 원통형으로 등가화하였다.

Fig. 4 에서 R1~R13 는 반경방향의 열저항을 나타낸다. 이때 R1 은 샤프트 겉 표면에서 영구자석 아래 표면까지의 열저항을 나타낸다. R11 은 스테이터 표면과 하우징 사이의 접촉 열저항을 나타낸다. 또한 반경방향의 병렬 처리해야 하는 영구자석과 공기층 (R2, R3), 스테이터와 공기층 (R6, R7) 그리고 코일과 스테이터 층 (R8, R9)은 각 부분이 차지하는 면적 분율을 계산하여 열 저항에 반영하였다.

축 방향은 전동기 중심으로 대칭이므로 반쪽형상

만 고려하였다. R14~R25 는 축방향 전도 및 대류 열전달을 나타내는 열저항이고, R26~R33 은 샤프트와 로터 그리고 스테이터에서의 회전에 의한 강제대류 및 자연대류에 대한 열저항을 나타낸다. 여기서 R14 는 샤프트의 축 방향 전도 열전달을 나타내는 열저항이다. R34~R40 은 하우징에서의 전도 열저항을 나타내며, R41~R48 은 하우징 겉표면에서의 자연대류에 대한 열저항을 나타낸다. R49~R50 은 샤프트와 엔드코일 표면에서의 대류 열전달을 나타내는 열저항이며, R51~R54 은 샤프트 반경방향 및 축 방향으로의 회전에 의한 강제 대류 열전달을 나타내는 열저항이다.

열등가회로를 구성하는데 있어서 기본원리는 키르히호프의 전류법칙을 이용하여, 전류와 등가되는 열전달률과 각 노드점에서의 열 발생량은 저항에 반비례하여 도선에 인가되도록 설계하였다. 다음의 식은 키르히호프의 전류법칙을 나타낸 식이다.⁽⁹⁾

$$\sum_{k=1}^N i_k = i_1 + i_2 + i_3 \dots + i_N = 0 \quad (4)$$

2.6 유한요소법 구성

열등가회로를 이용한 해석 결과와 비교하기 위해 유한요소법을 이용하여 3 차원 정상상태 열해석 결과를 산출하였다. 유한요소법은 상용 프로그램인 COMSOL Multiphysics 4.3b 를 사용하였다. 다음의 식은 3 차원 정상상태 열 확산 방정식을 나타내며, 초기 온도는 25℃이다.

$$k_i \left[\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T_i}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T_i}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 T_i}{\partial z^2} \right] + Q_{heatsource,i} = 0 \quad (5)$$

이때 해석에 사용된 경계조건은 각 부품의 경계의 온도는 같다는 조건과 열 유속이 같다는 조건을 사용하였다.

3. 해석 결과

3.1 하우징 축 방향 길이 변화

해석 모델의 하우징 축 방향 길이를 18, 20, 22 cm 총 3 가지 변화를 주어 각 부품 정상 상태 평균 온도를 다음의 Fig. 5 에서 나타내었다. 이때 하우징 두께는 1 cm 로 고정시켰다.

본 모델의 해석 결과를 보면 열 발생량이 가장 많은 코일의 온도가 높은 것을 확인할 수 있으며, 코일의 열 발생량이 코일과 인접한 스테이터 및 하우징으로 전도된 것을 확인할 수 있다. 한편

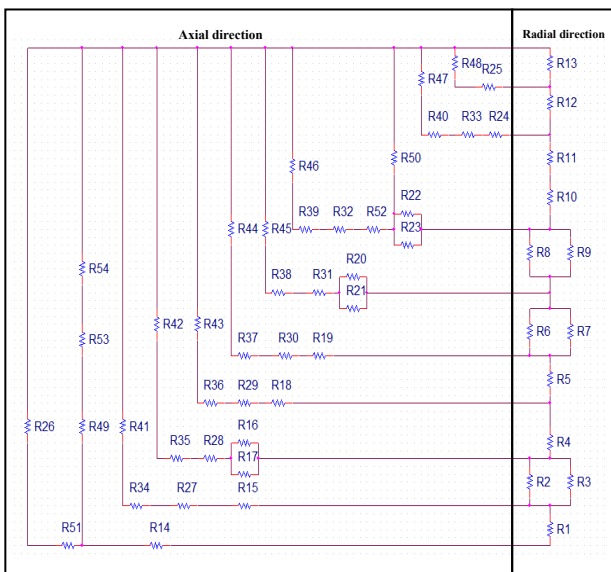


Fig. 4 Thermal equivalent circuit of IPMSM

로터와 영구자석의 온도가 코일의 온도와 약 40°C 이상 차이 나는 이유는 코일의 열 발생량이 공극에 의해 로터와 영구자석에 전달되는 것을 막기 때문이다.

하우징의 축방향 길이를 2 cm 씩 증가시키기에 따라 각 부품의 온도가 약 5~9°C 씩 줄어 드는 것을 확인했다. 이는 하우징의 축방향 길이를 증가할수록 하우징의 전도열전달을 나타내는 열저항 및 하우징 겉표면에서의 자연대류를 나타내는 열저항의 크기가 작아지기 때문이다. 물리적 의미로는 하우징의 축방향 길이를 증가함으로써, 전동기 내부 열 발생량에 의한 열 유속이 하우징으로 전도되는 양이 증가하고, 하우징 겉표면 면적 증가로 인한 자연 대류 양이 증가하기 때문에 전동기 각 부품의 온도가 감소하는 것으로 보인다.

절연등급이 H 급인 절연물을 사용하여 허용 최고온도인 180°C 이하로 코일의 온도를 유지시켜야 한다. 따라서 해석결과에 미루어 봤을 때 하우징의 축 방향 길이는 20 cm 이상으로 설계해야 한다.

3.2 하우징 두께 변화

해석 모델의 하우징 두께 변화를 5, 10, 15 mm 총 3 가지 변화를 주어 각 부품 정상 상태 평균 온도를 다음의 Fig. 6 에서 나타내었다. 이때 하우징 축방향 길이는 Fig. 5 의 결과를 고려하여 20 cm 로 고정시켰다.

하우징의 두께를 5 mm 씩 증가시키기에 따라 각 부품의 온도가 약 4~9°C 씩 줄어드는 것을 확인했다. 이는 하우징의 두께를 증가할수록 하우징의 전도열전달을 나타내는 열저항은 증가하게 되지만, 하우징 두께 증가로 인한 겉표면에서의 자연대류를 나타내는 열저항의 크기가 작아지기 때문이다. 물리적 의미로는 큰 열전도도(200 W/m·K)를 가진 하우징은 두께를 증가함에 따라 전동기 열 발생량에 의한 열유속이 하우징으로 열전도되어 각 부품의 온도에 미치는 영향보다는 하우징 겉 표면적의 증가(하우징 두께를 0.5 mm 증가함에 따라 겉 표면적이 약 3% 증가)로 인한 자연대류 양이 증가하기 때문에 전동기 각 부품의 온도가 두께를 증가함에 따라 감소하게 된다.

절연물의 허용 최고온도를 고려해 봤을 때 하우징의 두께는 10 mm 이상으로 설계해야 한다.

3.3 유한요소법과 비교

위 결과에 따라 허용 최대온도를 만족한 대표모델로 하우징 축방향 길이를 20 cm, 두께가 10 mm 인 전동기로 설정하여 유한요소법을 이용한 결과와 열등가회로법을 이용한 결과를 다음의 Fig. 7 에 나타내었다. 유한요소법은 상용 프로그램인 COMSOL

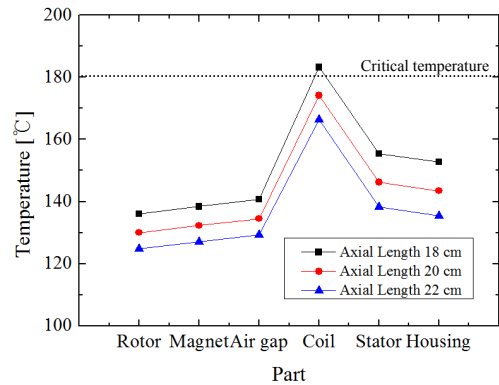


Fig. 5 Temperature of parts according to changes in axis length of housing

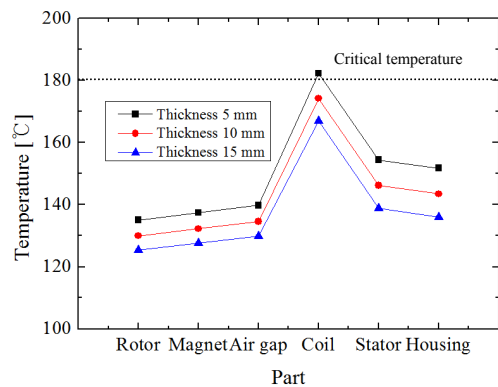


Fig. 6 Temperature of parts according to changes in thickness of housing

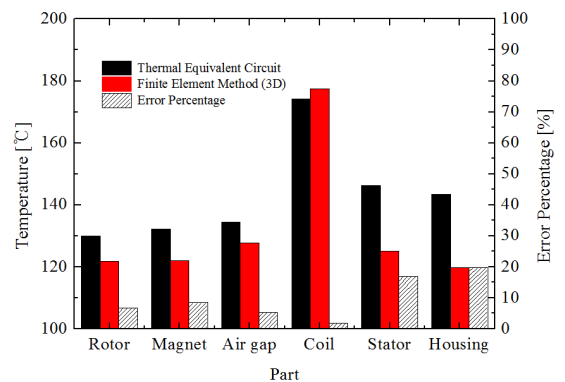


Fig. 7 Temperature of parts using Thermal equivalent circuit and finite element method

Multiphysics 4.3b 를 사용하였다. 두 방법의 온도 차는 스테이터와 하우징에서 약 23°C 이내의 오차가 발생하였으며, 나머지 부분에 대해서는 약 10°C 이내의 오차가 발생하였다. 그 중 열 발생량이 가장 큰 코일 부분의 온도는 약 3°C의 차이를 나타냈으며, 오차는 약 1.9% 로 비교적 정확한 결과를 얻었다. 코일의 경우 가장 많은 열 발생량으로 인해 전동기의 온도 상승을 일으키는 주 원인이 된다. 따라

서 코일의 정확한 온도해석은 필수적이다. 또한 코일의 온도가 코일을 감싸고 있는 절연물 허용최고온도를 넘기면, 절연물 손상으로 인한 전동기의 고장의 원인 될 수 있다.

4. 결 론

본 논문에서는 열등가회로법을 이용하여 IPMSM의 설계 변수 변화에 따른 정상상태 열해석을 진행하였다. 이 방법은 각 부품을 집중계로 생각하고 등온으로 가정하여 온도를 산출하는 과정으로, 이 때문에 생기는 약간의 오차는 불가피하다. 결과적으로 유한요소법을 이용한 결과값과 비교하여, 어느 정도 오차는 존재했지만 전동기 설계 시 빠르게 전반적인 온도 분포를 구할 수 있는 점과 설계변수 변화를 손쉽게 수정하여 열 해석을 진행할 수 있다는 장점이 있다. 이를 고려해보았을 때 본 연구에서 제시한 열 해석 기법은 설계단계에서 각 부품의 온도 제시에는 문제가 없는 것으로 보인다.

후 기

이 연구는 부분적으로 2013년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(과제명 : 비회로류 전동기의 핵심 설계 기술 개발) 또한 부분적으로 한국철도기술연구원의 지원을 받아 수행된 연구임(과제명: 녹색 열차 구현을 위한 철도 경량시스템 경량화 연구).

참고문헌 (References)

- (1) Kye, S. H., Jeong, T. S., Jang, K. B. and Kim, G. T., 2012, "Thermal Analysis of IPMSM According to Current Vector Control Method," *2012 Spring Conference of the Korean Institute of Electrical Engineers*, pp. 206~209.
- (2) Lim, J. W., Seo, S. H., Lee, S. Y. and Jung, H. K., 2009, "Thermal Network Analysis of Interior Permanent Magnet Machine," *2009 Spring Conference of the Korean Society for Railway*, pp. 527~532.
- (3) Boglietti, A., Cavagnino, A., Pastorelli, M., Staton, D. and Vagati, A., 2006, "Thermal Analysis of Induction and Synchronous Reluctance Motors," *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 42, No.3, pp. 675~680.
- (4) Park, C. B., Lee, H. W., Kim, J. H., Lee, J. H. and Lee, B. S., 2012, "Investigation on Thermal Analysis Method of IPMSM for Railway Vehicles," *2012 Autumn Conference of the Korean Society for Railway*, pp. 398~403.
- (5) Mellor, P. H., Roberts, D., Turner, D. R., 1991, "Lumped Parameter Thermal Model for Electrical Machines of TEFC Design," *Electric Power Applications, IEE Proceeding B*, pp. 205~218.
- (6) Cengel, Y. A., 2006, "Heat and Mass Transfer," McGraw-Hill Korea, Third Edition, pp. 131~159.
- (7) Howey, D. A., Childs, P. R. N., and Holmes, A. S., 2012, "Air-Gap Convection in Rotating Electrical Machines," *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, Vol. 59, pp. 1367~1375.
- (8) Owen, J. M., Haynes, C. M. and Bayley, F. J. 1974, "Heat Transfer from an Air-Cooled Rotating Disk," *Proc. R. Soc. Lond. A* 336, pp. 453~473.
- (9) Lei, Z., Quinn, L., Earl, G., Wendell, B., Louis, C., Lin, Y. R., Jared, B., Yang, H., Thomas, W., Ben, T., David, W., Brett, J. and Nichoas, R., 2010, "Lumped Node Thermal Modeling of EMA with FEA Validation," SAE international.

(1) Kye, S. H., Jeong, T. S., Jang, K. B. and Kim, G. T., 2012, "Thermal Analysis of IPMSM According to