

소형 Slot less PMSM의 coil 배치에 따른 최적 설계 및 열 내구성 분석

A Study on Optimal Design According to Change of Coil Distribution in Slot Less Type Permanent Magnet Synchronous Motor

김 용 태* · 고 덕 화** · 김 규 화** · 백 성 민** · 김 규 탁†

(Yong-Tae Kim · Duk-Hwa Go · Gyu-Hwa Gim · Sung-Min Baek · Gyu-Tak Kim)

Abstract - In this paper, slot less type high-speed and compact motor was designed. it was selected through change of stator coil distribution for the optimal performance of the motor. In this paper, designed motor was expected to be very vulnerable to heat dissipation in a compact motor. Therefore, to ensure reliability in the design result, winding and permanent magnet damage caused by the losses of motor was analyzed by thermal analysis and demagnetization analysis. Using the result, whether motor burnout was confirmed by motor performance degradation and insulation breakdown.

Key Words : Slot less, Thermal equivalent circuit, Design variable, Thermal resistance, Heat transfer of convection.

1. 서 론

Slot less type 영구자석 전동기(slot less Permanent Magnet Synchronous Motor, slot less PMSM)의 경우, slot type 영구자석 전동기와 비교하여 영구자석과 고정자의 슬롯에 의해 발생하는 슬롯 고조파의 영향이 존재하지 않고, 기전력의 파형이 기본 파를 제외한 고조파가 발생하지 않아 정현파 역기전력을 얻을 수 있고, 전자기적인 진동 원인인 코깁토크가 거의 없다는 장점이 있다. 하지만, slot type 영구자석 전동기와 비교하여 에너지 밀도가 낮다는 단점이 있다.

위 내용을 바탕으로 본 논문에서는 정밀 제어용 고속, 소형 전동기를 설계하기 위해, 전자기적 진동의 원인인 코깁토크가 거의 없는 slot less PMSM을 선정하였다. slot less type 전동기의 쇄교자속은 coil의 분포 각도에 따라 변화하므로[1], core 및 magnet 형상은 고정하여, 고정자 coil 분포 각도에 따른 성능 계산을 진행하여 최적의 성능을 갖는 권선 분포를 선정하였다.

본 연구에서 설계할 slotless PMSM은 고정자 외경이 21.1 [mm], 적층길이 28.5 [mm]의 소형 전동기로 열 발산에 굉장히 취약할 것으로 판단된다. 그러므로 설계 결과의 신뢰성 확보를 위해, 전동기의 손실에 의해 발생하는 온도변화를 계산하였다. 열해석 방법은 계산이 간단하고, 전동기의 다양한 부분에서의 전체적

인 온도 상승을 확인할 수 있는 집중정수법을 활용한 열 등가회로망법을 이용하여 열해석을 수행하였고, 이 결과를 이용하여 영구자석의 열 감자로 인한 성능감소, 고정자 권선 저항증가 및 동손증가로 인한 고온 절연파괴 등 전동기 손상 여부를 확인하였다.

2. Coil 배치에 따른 해석 결과

2.1 설계 모델 제원

본 논문에서 설계할 전동기는 68[W]급 slot less PMSM이다. 외부 환경온도 25 [°C], 정격 속도 14,900 [rpm]에서 43.6 [mNm]의 정격 토크를 발생하며, 이때의 정격 전류 및 구동시간은 2.0 [Arms], 30 [min]이다. 설계 모델의 형상 및 제원은 그림 1과 표 1에 나타내었다.

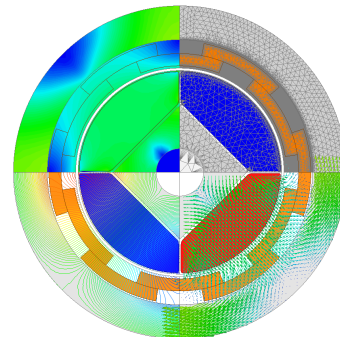


그림 1 모델 형상

Fig. 1 Shape of model

† Corresponding Author : Dept. of Electrical Engineering, Chang National University, Republic of Korea.

E-mail : gtkim@changwon.ac.kr

* Dept. of Electrical Engineering, S&T motiv, Republic of Korea.

** Dept. of Electrical Engineering, Chang National University, Republic of Korea.

Received : July 02, 2016; Accepted : September 01, 2016

표 1 설계 모델 제원 및 목표 성능

Table 1 Specifications and target performance of the design model

Item	Unit	Specification
Stator & Rotor	-	50PN470
Magnet	-	N42SH
Back E.M.F range	[Vrms]	0.945 (phase)
Rated torque	[mNm]	43.6
Rated speed	[rpm]	14,900
Output power	[W]	68
Current limit	[Arms]	2.00
Operating time	[min]	30
Pole/Slot	-	4 / 6
Stack length	[mm]	28.5
Stator/Rotor diameter	[mm]	21.1 / 12.75
Coil diameter	[mm]	0.45
Coil insulation class	-	B class
Fill factor limit	[%]	75 (pure copper)
Ambient temperature	[°C]	25

2.2 Coil 설계 변수 선정

그림 2와 같이, 설계 모델의 권선 구조가 2층권이므로 권선의 1층에 coil 분포의 각도를 설계 변수로 선정하였고, 권선의 2층은 1층의 면적과 동일한 면적을 갖도록 설계하였다.

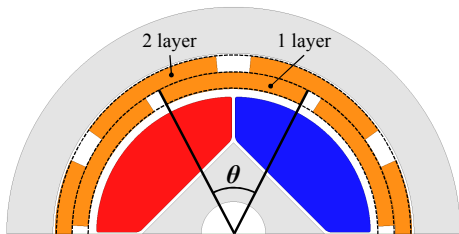


그림 2 설계 변수 선정

Fig. 2 Selection of design variable

2.3 설계 변수에 따른 계산 결과 및 구동특성 분석

설계 변수인 coil 분포의 각도에 따른 역기전력 및 점적율 계산 결과를 그림 3에 나타내었다.

해석 조건은 turn 수는 24, 영구자석 온도는 25 [°C]로 해석을 진행하였다.

coil 분포 각도가 커짐에 따라 역기전력이 감소하는 것을 확인할 수 있다. 이는 coil 분포 각도가 작을수록 쇄교자속이 증가하기 때문이다[1].

설계 변수 변화에 따른 해석 결과, coil 분포 각도는 목표로 설정한 역기전력인 0.945 [Vrms], 권선 직경 0.45mm, 제작 가능한 점적율인 75% 이하인 53 [deg]로 선정하였다.

최종적으로 선정된 설계변수를 이용하여 전동기 성능계산을 진행하였다.

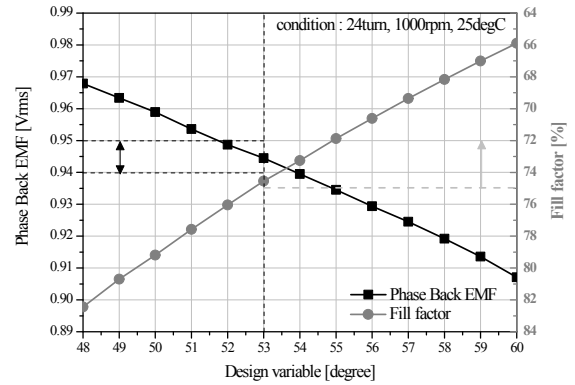


그림 3 설계 변수에 따른 역기전력 및 점적율 계산 결과

Fig. 3 Phase back E.M.F & slot fill factor calculation result according to design variable

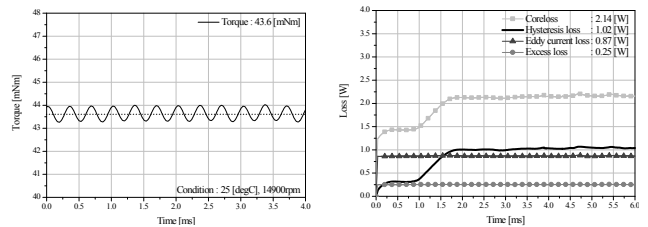


그림 4 토크 및 철손 계산 결과

Fig. 4 Torque & core loss calculation result

표 2 설계 모델 성능 계산 결과

Table 2 Performance calculation results of the design model

Item	Unit	Specification
Back E.M.F(phase)	[Vrms]	0.945
Rated Torque	[mNm]	43.6
Rated Speed	[rpm]	14,900
Rated Current	[Arms]	1.66
Current density	[Arms/mm ²]	10.44
Iron loss	[W]	2.14
Copper loss	[W]	3.54
Mechanical loss	[W]	1.72
Output power	[W]	68
Efficiency	[%]	90.18

성능 계산 결과, 목표로 설정된 전류 제한 값과 Torque 및 출력을 만족하는 설계를 완성하였다. 하지만, 전동기의 size가 작고, 권선의 전류 밀도가 비교적 높기 때문에 온도에 의한 전동기 소손 여부를 확인할 필요가 있다. 다음 단원에서 전동기 열해석을

진행하여 권선과 영구자석 열 감자에 의한 전동기 소손 여부를 확인하였다.

3. 열해석

본 논문에서 사용한 열해석 방법은 계산이 간단하고, 전동기의 다양한 부분에서의 전체적인 온도 상승을 확인할 수 있는 집중점 수법을 활용한 열 등가회로방법을 이용하여 열해석을 수행하였다. 열 등가회로방법은 전동기의 모든 상황을 고려하기 쉽지 않으므로 몇 가지 가정이 필요하다. 본 논문에서 열 해석 계산 시, 가정한 내용을 아래에 서술하였다.

열 등가회로방법을 사용한 열 해석을 위한 가정

1. 전동기 각 부분의 물성값(저항, 열전도계수 등)은 온도에 대해 변하지 않고 일정함.
2. 복사(Radiation)에 의한 열 전달은 무시함.
3. 전동기 내부공기와 외부공기는 자연대류(Natural convection)로 가정함.
4. 전동기 외부공기의 대류 열전달계수는 25 [W/m²·°C]으로 가정함.
5. 영구자석 손실은 고려하지 않음.

3.1 열 등가회로 구성

전동기의 열 등가회로를 구성하기 위해서는 먼저 전동기의 각 부분을 적당한 제어체적으로 분할하여야 한다. 본 논문에서는 프레임, 고정자 요크, 몰딩1, 권선, 몰딩2, 엔드 권선, 공극, 영구자석, 회전자, 샤프트, 엔드캡 내부 공기에 절점을 할당하였으며 그에 따른 열 등가회로의 구성은 그림 3과 같다. 전동기에서 발생하는 열원은 철손과 동손에 의해 발생하며, 프레임과 회전자 및 샤프트로의 열전달이 진행되며, 프레임 표면에서 대류를 통하여 외부로 방출된다. 온도가 가장 높을 것으로 예상되는 부분은 End winding부분이며, 등가회로망 계산 시 각 절점 사이의 열 저항 및 열용량의 산정이 올바르게 이루어져야 한다. 이를 위해서는 전동기의 치수 및 재질 정수를 정확히 파악해야 하며, 계산의 편의성 및 계산시간 단축을 위하여 원통형이 아닌 특이한 형상에 대해서는 원통형으로 등가화 한 후 계산을 수행하였다[2].

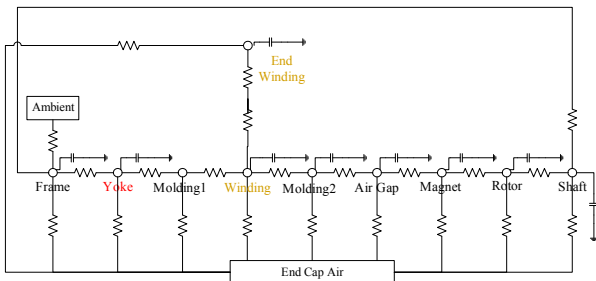


그림 5 열 등가회로
Fig. 5 Thermal equivalent circuit

3.2 열 등가회로 풀이

3.2.1 2차원 등가모델

전도에 의한 열 저항은 식 (1)과 같이 표현할 수 있다.

$$R_{cond} = \frac{l}{kA} \tag{1}$$

식 (1)에서 k 는 열전도 계수이고 A 는 전도에 의한 열전달이 발생하는 면적, l 은 전도가 발생하는 두 물질간의 거리를 의미한다. 재료의 열전도 계수는 알려져 있는 재료의 값을 사용하였다. 이 수식을 바탕으로 등가화한 원통형 모델의 열저항을 아래에 그림과 수식으로 나타내었다.

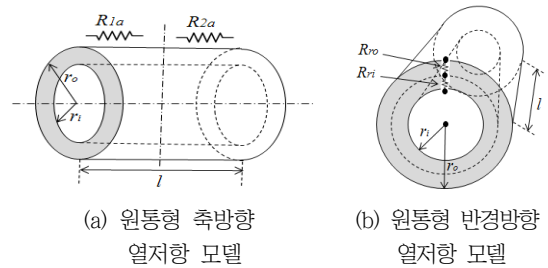


그림 6 원통형 모델의 열저항
Fig. 6 Thermal resistance of cylindrical mode

전동기는 그림 6과 같이 축 방향에 대하여 서로 대칭이며 원통형 모델에 가까운 형상을 가지고 있다. 따라서, 전동기에서의 열 저항을 원통형 모델을 이용하여 계산하였다. 또한 전동기가 3차원 모델임을 고려하여, 열이 축 방향과 반경방향으로 전달되는 2차원 모델로 원통형 모델의 열 저항을 등가화 하였다. 등가화한 열 저항 모델은 그림 6(a)과 같이 축 방향 열 저항 모델과 그림 6(b)과 같이 반경 방향 열 저항 모델로 나타낼 수 있다.

$$R_{1a} = R_{2a} = \frac{L}{6k\pi(r_1^2 - r_2^2)} \tag{2}$$

$$R_{1r} = \frac{\ln\left(\frac{r_o}{\sqrt{r_o \times r_i}}\right)}{\pi kL} \tag{3}$$

$$R_{2r} = \frac{\ln\left(\frac{\sqrt{r_o \times r_i}}{r_i}\right)}{\pi kL} \tag{4}$$

수식 (2)는 원통형 모델의 축 방향의 열 저항을 나타낸 것이며, 수식 (3), (4)는 원통형 모델의 반경 방향의 열 저항을 나타낸 것이다. P.H. Mellor 등은 논문에서 절점의 최고 온도를 평균 온도로 보정하기 위한 온도 보정 열 저항을 사용하였지만 본 논문에서는 검사 체적에 비하여 노드의 수를 많게 하여 계산을 수행하였기 때문에 평균 온도 보정은 적용하지 않았다[3].

3.2.2 대류 열전달 계수 산정

전동기 외부 공기 및 고정자와 회전자 사이의 공극에서 발생하는 대류에 의한 열 저항은 식 (5)와 같이 나타낼 수 있다.

$$R_{conv} = \frac{1}{hA} \quad (5)$$

전동기 외부 공기는 자연대류에 의해 열전달이 이루어지고, 이때 대류 열전달 계수는 경험적으로 구할 수 있다. 그리고 공극에서의 대류 열전달 계수는 식 (6), (7)으로 계산하였다[4].

$$h = \frac{N_N \cdot k_{air}}{l_g} \quad (6)$$

$$N_N \begin{cases} = 2.2 & (N_{T_a} \leq 41.1) \\ = 0.23N_{T_a}^{0.63}N_{Pr}^{0.23} & (N_{T_a} \geq 41.1) \end{cases} \quad (7)$$

3.3 열원 계산

3.3.1 동손 계산

3상일 경우 전류가 흐를 때, 고정자 권선에서 발생하는 손실은 다음과 같다.

$$P_{cu} = 3I^2R \quad (8)$$

식 (8)에서 R 은 권선의 상 저항이며, 이는 온도에 따라 선형적으로 상승하기 때문에 이를 고려하기 위하여 다음 수식을 사용하였다.

$$R = R_0(1 + \alpha(T - T_0)) \quad (9)$$

식 (9)에서 α 는 저항 온도 계수이며, 이는 금속의 재질에 따라 다른 값을 가진다. 전동기의 권선은 구리를 사용하므로 본 논문에서는 구리의 저항 온도 계수인 0.004[%/°C]를 사용하였으며, 초기 온도에서의 저항은 25[°C]에서의 계산 값인 0.58[Ω]을 사용하여 온도 상승에 따른 저항 변화를 고려하였다.

3.3.2 철손 계산

철손의 계산은 POSCO에서 제공하는 50PN470의 주파수 변화에 따른 철손 정보를 이용하여 k_h , k_e , k_a 계수를 산정, 수식 (10)에 대입하여 계산하였다.

$$W_T = k_h f B_m^2 + k_e f^2 B_m^2 + k_a f^{1.5} B_m^{1.5} \quad (10)$$

수식 10의 k_h 는 히스테리시스 손실 계수, k_e 는 와전류 손실 계수, k_a 는 이상와전류 손실 계수, f 는 전동기 구동 주파수, B_m 은 자속밀도를 의미한다.

3.4 열전달 방정식을 이용한 열 등가회로망 계산

구성된 열 등가회로망을 이용하여 열전달 방정식을 정리하여 계산을 진행하였다. 열평형에 대한 열전달 방정식의 일반적인 수식은 다음과 같다[5],[6].

$$C_i \frac{T^{p+1} - T^p}{\Delta t} = \sum_j \frac{1}{R_{ij}} (T_j^p - T_i^p) + u_i, \quad i, j = 1, 2, \dots, 10 \quad (11)$$

$$T^{p+1} = \frac{\Delta t}{C_i} \left(\sum_j \frac{1}{R_{ij}} (T_j^p - T_i^p) + u_i \right) + T^p \quad (12)$$

수식 (11)와 (12)에서 C_i 는 절점에서의 열용량, R_{ij} 는 절점 i, j 사이의 열 저항이며, u_i 는 i 절점에서 발생하는 열 발생량을 의미한다. T^p 는 현재 시간 증분에서의 온도이고 T^{p+1} 은 다음 시간 증분에서의 온도를 의미하며, Δt 는 시간 증분량을 나타낸다. 즉, 수식 (10)을 각각의 절점에 대하여 열평형 방정식을 세운 후, 이를 반복하여 전동기 구동 시간인 30 [min]까지 계산을 수행한다.

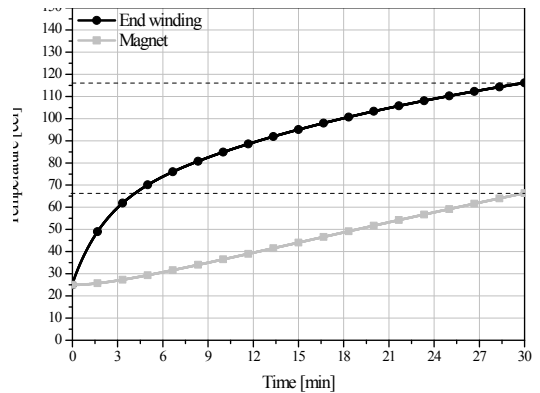


그림 7 설계 모델 온도 상승 곡선

Fig. 7 Temperature variation curve of design model

설계된 전동기의 온도 계산 결과, B종 절연(한계온도 : 130°C) coil을 사용하는 본 연구에서 설계한 전동기는 구동시간 30 [min] 동안 권선의 온도는 116 [°C]까지 상승하므로, 권선의 소손 없이 구동이 가능할 것으로 판단된다. 그리고, 이때의 영구자석 열 감자는 감자 해석을 통해 그 여부를 확인 하였다.

3.5 영구자석 감자해석

영구자석의 잔류자속밀도 및 보자력은 외부온도에 따라 변하게 되며 식 (13), (14)에 나타내었다.

$$B_r(t) = B_r [1 + \alpha(t - t_0)] \quad (13)$$

$$H_r(t) = H_r [1 + \beta(t - t_0)] \quad (14)$$

표 3 재료의 물성값

Table 3 The physical values of the material

Component	Material	Density [kg·dm ⁻³]	Specific heat [J·kg ⁻¹ ·k ⁻¹]	Thermal conductivity [W·m ⁻¹ ·K ⁻¹]
Frame	Aluminum	2.70	900.0	204
Shaft	Carbon steel	7.85	486.0	49.8
Rotor magnet	N42SH	7.60	460.0	7.6
Rotor/Stator core	50PN470	7.70	444.0	28.5
Stator coil	Cu	8.96	385.0	394.0
Molding	Mixture	3.00	1009	0.025
Air	Air	1.225	1009	0.026

희토류 계열 영구자석은 온도가 상승할수록 보자력과 잔류자속밀도가 감소하는 특성을 갖고 있기 때문에 고온 불가역감자에 주의하여야 한다. 본 논문에서 사용된 영구자석의 재질은 N42SH 이고 그림 8에 B-H curve를 나타내었다.

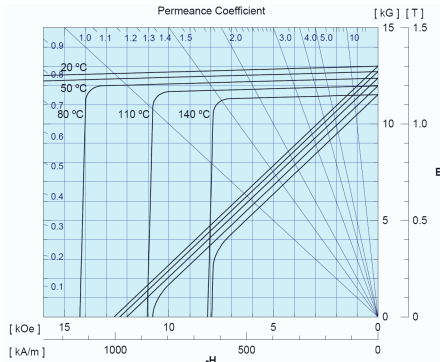


그림 8 N42SH B-H curve
Fig. 8 B-H curve of N42SH

N42SH재질의 잔류자속밀도 온도 계수는 -0.12[%/°C]이고 보자력 온도 계수는 -0.55[%/°C]이다. N42SH의 온도 계수 값과 전동기 30 [min] 구동 후, 영구자석 온도인 66 [°C]와 정격전류의 3배인 5.25[Arms]를 입력하여 감자해석을 진행하였다[7],[8].

그림 10은 역자계 인가 전·후의 상당 역기전력 파형을 나타

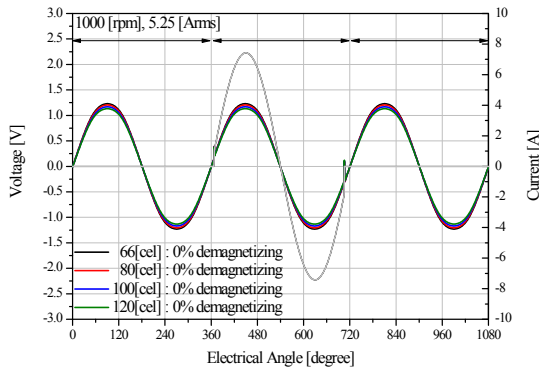


그림 9 감자 해석 결과
Fig. 9 The result of demagnetization analysis

표 4 설계 모델 제원 및 성능

Table 4 Specifications and performance of the design model

Item	Unit	Specification	
		0 min	30 min
Material	Stator & Rotor	-	50PN470
	Magnet	-	N42SH
Resistance	[Ω]	0.43	0.58
Pole / Slot	-	4 / 6	
Stator / Rotor Dia.	[mm]	21.1 / 12.75	
Stack Length	[mm]	28.5	
Rated Torque	[mNm]	43.6	
Rated Speed	[rpm]	14,900	
Rated Current	[Arms]	1.66	1.75
Iron loss	[W]	2.14	1.94
Copper loss	[W]	3.54	5.32
Mechanical loss	[W]	1.72	
Output power	[W]	68	
Efficiency	[%]	90.18	88.34

낸다. 인가시간은 전기각 1주기로 설정하였다. 감자 해석 결과, 영구자석 온도 66[°C], 입력 전류 5.25[Arms]에서는 온도 및 전류에 의한 감자는 발생하지 않는 것을 확인 하였다. 본 연구에서 설계한 slot less PMSM은 온도에 의한 권선 소손 및 영구자석 열 감자는 발생 하지 않는 것을 알 수 있다.

3.6 계산 결과 정리

표 4에 열 해석 초기온도(coil & 영구자석 온도 : 25 [°C])에서의 성능과 30 [min] 구동 후의 온도(coil 온도 : 116 [°C], 영구자석 온도 : 66 [°C])에서 성능을 계산하였다.

계산 결과, coil 온도 증가에 따른 저항증가 및 영구자석 온도 증가에 따른 입력전류 증가로 인해 전동기 전체적인 효율은 감소 (1.84[%])하였으나, 초기 목표인 제한전류(2.00[Arms])를 초과하지 않음을 확인하였고, 목표 성능을 만족함을 알 수 있다.

4. 결 론

본 논문에서는 coil 배치에 따라 Slot less PMSM은 출력 특성이 바뀌는 것을 확인하였다. 그러므로 설계 단계에서 전동기 제작

가능한 범위 내의 coil 배치 각도를 선정해 줘야 한다. 본 논문에서 설계한 slot less PMSM은 25[°C]에서, 정격전류 1.66 [Arms], 정격 토크 43.6[mNm], 정격속도 14,900[rpm], 효율 90.18 [%], 정격출력 68[W]의 성능을 발생한다. 요구되는 구동시간은 30 [min]이고, 소형의 전동기이므로 손실에 의해 발생하는 온도 변화를 확인하고, 전동기 소손 여부를 확인하기 위해 열해석을 진행하였다. 열해석 결과, 30[min]까지는 권선 소손 및 영구자석 열감자에 의한 전동기 성능 감소는 없을 것으로 판단된다.

감사의 글

이 논문은 2015~2016년도 창원대학교 자율연구과제 연구비 지원으로 수행된 연구결과임.

References

[1] S.M. Jang, U.H. Lee, D.J. You, K.J. Ko, J.P. Lee, "Design Parameter Deduction for Slotless Permanent Magnet Synchronous Motor/Generator", 2008 KIEE EMECS Academic Conference, pp. 53~55, October, 2008.

[2] S.K. Chowdhury, P.K Baski, "A simple lumped parameter thermal model for electrical machine of TEFC design", Power Electronics, Drives and Energy Systems (PEDES) & 2010 Power India, 2010 Joint International Conference on, pp 1~7, 2010.

[3] P.H. Mellor, D. Roberts, D.R. Turner, "Lumped Parameter Thermal Model for Electrical Machines of TEFC Design", IEE Proceedings-B, Vol. 138, No. 5, pp. 205~218, 1991.

[4] Ayman M. EL-Rafaie, Nathan C. Harris, Thomas M. Jahns, Khwaja M. Rahman, "Thermal Analysis of Multibarrier Interior PM Synchronous Machine Using Lumped Parameter Model", IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol. 19, No. 2, 2004.

[5] J. P. Holman, "Heat Transfer", McGraw-Hill, 10th Edition, 2010.

[6] T. J Roberts, "Determination of the Thermal Constants of the Heat Flow Equations of Electrical Machines", Proc IME, Vol. 184, Pt 3E, pp. 84~92, 1969.

[7] K. Y. Yoon, B.I. Kwon, "Optimal Design of Interior Permanent Magnet BLDC Motor for considering Demagnetization", 2012 KIEE Summer Academic Conference, pp. 528~529, July, 2012.

[8] K.H. Kim, H. I. Park, D.J. Yon, S.M. Jang, J.Y. Choi, "Effect of Magnetization Pattern on Partial Demagnetization of Rotary Electric Machines with Ferrite Magnets", KIEE, Vol. 64, No. 12, pp. 1679~1685, 2015.

저 자 소 개



김 용 태 (Yong-Tae Kim)

1987년 1월 24일생. 2012년 창원대학교 공대 전기공학과 졸업. 2014년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 현재 S&T모티브(주) 근무.
Tel : 055-213-3640
Fax : 055-263-9956
E-mail : yongtae.kim@sntmotiv.com



고 덕 화 (Duk-Hwa Go)

1992년 6월 1일생. 현재 창원대학교 전기공학과 학부과정
Tel : 055-213-3640
Fax : 055-213-9956
E-Mail : gdh3456@gmail.com



김 규 화 (Gyu-Hwa Gim)

1991년 4월 11일생. 현재 창원대학교 전기공학과 학부과정
Tel : 055-213-3640
Fax : 055-213-9956
E-Mail : kkh4127@naver.com



백 성 민 (Sung-min Baek)

1992년 6월 16일생. 현재 창원대학교 전기공학과 학부과정
Tel : 055-213-3640
Fax : 055-213-9956
E-Mail : ant7357@naver.com



김 규 탁 (Gyu-Tak Kim)

1961년 11월 12일생. 1982년 한양대학교 공대 전기공학과 졸업. 1984년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 1991년 동 대학원 전기공학과 졸업(공학박). 현재 창원대학교 공대 전기공학과 교수.
Tel : 055-213-3635
Fax : 055-263-9956
E-mail : gtkim@changwon.ac.kr