

# 전류 벡터 제어 방식에 따른 IPMSM의 온도 특성 해석

## Thermal Analysis of IPMSM According to Current Vector Control Method

계 승 현\* · 정 태 석\* · 조 규 원\*\* · 장 기 봉\*\*\* · 김 규 탁†

(Seung-Hyun Kye · Tae-Seok Jeong · Gyu-Won Cho · Ki-Bong Jang · Gyu-Tak Kim)

**Abstract** - Nowadays, Interior permanent magnet synchronous motor(IPMSM) which having high power density is much used for the vehicles. However, IPMSM causes a lot of losses because of high-speed driving and high current density, and temperature rising by iron loss and copper loss could reduce torque characteristics and durability of IPMSM. Therefore, analysis about thermal characteristics of IPMSM is required at design stage. In this paper, temperature characteristics according to current vector control method were analyzed through calculate thermal equivalent circuit. And calculated results were verified through comparing with the experiments.

**Key Words** : Thermal analysis, Thermal equivalent circuit, IPMSM, Current vector control

### 1. 서 론

매입형 영구자석 동기전동기(Interior Permanent Magnet Synchronous Motor : IPMSM)는 영구자석에 의한 마그네틱 토크 성분과 d-q축 인덕턴스 차이에 의한 릴럭턴스 토크 성분을 함께 가지므로 단위 체적 당 높은 토크를 얻을 수 있다[1]. 그러나, 자동차용 매입형 영구자석 전동기의 운전 특성 상 고속 운전에 의한 철손의 증가, 고 출력을 얻기 위한 전류 밀도의 증가에 의해 동손이 크게 발생한다. 이러한 큰 열원 발생은 전동기 전체의 온도를 상승시키는 단점이 있으며, 이는 전동기의 수명 단축뿐만 아니라 고온에서 불가역 감자 특성을 가지는 희토류 계열 영구자석의 감자에도 큰 영향을 미치게 된다[2].

따라서, 본 논문에서는 전동기에서의 복잡한 열전달을 간단한 열 저항과 열원으로 등가화 하여 열해석을 수행하였다. 이를 위하여 대상 전동기의 형상에 따라 열 등가회로망을 작성하여 전도와 대류 열 저항을 산정한 후 시간에 따른 온도 변화를 계산하였다. 또한, 열등가회로망을 이용하여 전류 벡터 제어 방식에 따른 구동 및 온도 특성을 계산하였으며 이를 실험치와 비교하였다.

### 2. 본 론

#### 2.1 해석 모델

본 논문에 사용된 해석 모델의 고정자 및 회전자 코어 형

상은 그림 1과 같고, 해석 모델의 제원은 표 1과 같다. 고정자 및 회전자의 재질은 50PN1300을 사용하였다.

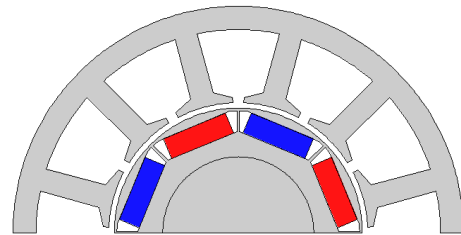


그림 1 해석 모델의 코어 형상

Fig. 1 Core shape of analyzed model

표 1 해석 모델의 제원

Table 1 Specification of analyzed model

Item	Specification
Rated Torque [N·m]	2.03
Rated Speed [RPM]	3000
Pole/slot	8/12
Air-gap length [mm]	1
Winding type	Concentrated winding
Br [T]	1.3
Stack length [mm]	45
Stator diameter [mm]	83.6
Rated Current [A]	24
Phase Resistance [Ω]	0.0208 (25°C)

#### 2.2 열 등가회로 구성

전동기의 열 등가회로를 구성하기 위해서는 먼저 전동기의 각 부분을 적당한 제어체적으로 분할하여야 한다[3]. 본 논문에서는 프레임, 고정자 요크, 고정자 치, 권선, 엔드 권선, 공극, 회전자 외측, 영구자석, 회전자 내측, 샤프트, 엔드

\* 준 회원 : 창원대 공대 전기공학과 석사과정  
 \*\* 정 회원 : 창원대 공대 전기공학과 박사과정  
 \*\*\* 정 회원 : 창원대 공대 전기공학과 교수·공박  
 † 교신저자, 펠로우회원 : 창원대 공대 전기공학과 교수·공박  
 E-mail : gtkim@changwon.ac.kr  
 접수일자 : 2012년 6월 7일  
 최종완료 : 2012년 9월 19일

캡 내부 공기에 절점을 할당하였으며 각 절점을 중심으로 같은 재질을 가지는 부분을 제어 체적으로 설정하여 열해석을 수행하였다. 절점과 절점 사이에서 열전도 및 대류가 발생하는 지점에 열저항을 설정하였다. 그에 따른 열 등가회로의 구성은 그림 2와 같다.

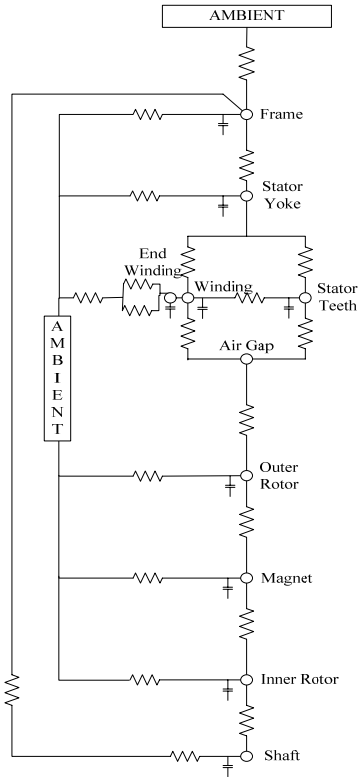


그림 2 해석 모델의 열 등가회로  
Fig. 2 Thermal equivalent circuit of analyzed model

### 2.3 열 등가회로 풀이

#### 2.3.1 전도 열저항 산정

두 절점 사이에서 발생하는 열전도에 의한 열저항은 식 (1)과 같이 표현할 수 있다.

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

식 (1)에서  $k$ 는 열전도 계수이고,  $A$ 는 전도에 의한 열 전달이 발생하는 면적,  $l$ 은 전도가 발생하는 두 절점간의 거리이다. 재료의 열전도 계수는 전도가 발생하는 지점의 재료에 대한 고유 물성치이므로 알려져 있는 재료의 열전도 계수값을 사용하였다.

#### 2.3.2 대류 열저항 산정

대류에 의한 열저항은 식 (2)와 같이 나타낼 수 있다.

$$R_{conv} = \frac{1}{hA} \quad (2)$$

위 식에서  $h$ 는 대류열전달계수이고,  $A$ 는 대류가 발생하는 면적이다. 따라서 대류에 의한 열저항을 산정하기 위해서는 대류열전달계수의 산정이 선행되어야 한다.

공극에서는 고정자와 회전자의 상대적인 회전 운동에 의해 대류 열전달이 발생한다. 공극에서의 대류열전달계수는 식 (3)과 같이 누셀트 수(Nusselt number)  $Nu$ 와 공극의 길이  $l_g$ , 공극의 열전도도  $k_{air}$ 로 표현된다[4].

$$h = \frac{Nu \cdot k_{air}}{l_g} \quad (3)$$

그리고 누셀트 수는 레이놀드 수(Reynolds number)와 프란틀 수(Prandtl number)에 의해 식 (4)와 같이 정리할 수 있다[4].

$$Nu = \begin{cases} 2.2 & (Re \leq 41.1) \\ 0.23Re^{0.63}Pr^{0.23} & (Re \geq 41.1) \end{cases} \quad (4)$$

레이놀드 수와 프란틀 수는 공극 길이, 회전자의 속도, 공극의 동점성 계수, 비열 등으로 식 (5), (6)과 같이 표현된다.

$$Re = \frac{l_g V}{\nu_a} \quad (5)$$

$$Pr = \frac{c_p \nu_a}{k} \quad (6)$$

전동기의 고정자, 회전자 및 고정자 권선의 축 방향으로 전달되는 열과 엔드 권선의 열은 엔드캡 내기를 통해 하우징으로 전달된다. 따라서 엔드캡 대기의 대류열전달계수 또한 산정하여야 하는데, 이는 식 (7)으로 계산된다[6].

$$h = 15.5 \times (0.29v + 1) \quad (7)$$

식 (7)에서  $v$ 는 팬의 속도이며, 본 논문에 사용된 전동기의 경우 팬이 사용되지 않았으므로  $v=0$ 을 사용하였다.

#### 2.3.3 열 등가회로 풀이를 위한 열평형 방정식

각각의 절점에서의 온도 산정은 식 (8)과 같은 열평형 방정식으로 풀이되어 진다[8].

$$C_i \frac{dT}{dt} = \frac{1}{R_{ji}} (T_j - T_i) + u_i \quad (8)$$

식 (8)에서  $C_i$ 는 각 절점에서의 열용량,  $T_i$ ,  $T_j$ 는 절점의 온도,  $R_{ji}$ 는 절점  $i, j$  사이의 열저항이며,  $u_i$ 는 절점  $i$ 에서 발생하는 열 발생량을 의미한다. 시간에 따른 온도 변화량을 계산하기 위하여 위의 식은 식 (9)의 형태로 표현될 수 있다.

$$T^{p+1} = \left(\frac{\Delta t}{C_i}\right) \cdot \left(\sum_j \frac{1}{R_{ji}}(T_j^p - T_i^p) + u_i\right) + T^p \quad (9)$$

각각의 절점에 대하여 식 (9)의 열평형 방정식을 구하여 시간에 따른 온도 변화를 계산하였다.

## 2.4 열원 계산

### 2.4.1 동손

3상일 경우 전류  $I$ 가 흐를 때, 고정자 권선에서 발생하는 손실은 다음과 같다.

$$P_{cu} = 3I^2R \quad (10)$$

식 (10)에서  $R$ 은 권선의 상저항이며, 이는 온도에 따라 선형적으로 상승하기 때문에 이를 고려하기 위하여 다음 수식을 사용하였다.

$$R = R_0(1 + \alpha(T - T_0)) \quad (11)$$

식 (11)에서  $\alpha$ 는 저항 온도 계수이며 이는 금속의 재질에 따라 다른 값을 가진다. 해석 전동기에서 권선의 재질은 구리를 사용하므로 본 논문에서는 구리의 저항 온도 계수인 0.004를 사용하였으며, 초기 온도에서의 저항인  $R_0$ 는 25℃에서의 측정값인 0.0208Ω을 사용하여 온도 상승에 따른 저항 변화를 고려하였다.

### 2.4.2 철손

철손은 재질 자체의 자기이력 특성으로 인한 히스테리시스 손실분과 유도 전류에 의한 와전류 손실분으로 분류되고, 그 외에 이상 와전류 손실이 발생하게 되며 이는 주파수와 자속 밀도의 함수로 식 (12)와 같이 정의된다.

$$W_i = W_h + W_e + W_a = k_h f B_m^2 + k_e f^2 B_m^2 + k_a f^{1.5} B_m^{1.5} \quad (12)$$

식 (12)에서  $k_h$ 는 히스테리시스 손실 계수,  $k_e$ 는 와전류 손실계수,  $k_a$ 는 이상와전류 손실 계수,  $n$ 은 steinmetz 상수이다[5].

철손의 계산을 위하여 한 개의 고정자 철심을 그림 3과 같이 55개의 영역으로 분할하여 유한요소법을 통해 자속 밀도를 계산하였다.

본 논문에서 사용된 모델의 운전 주파수는 200Hz이며, 각각의 계수는 철심 재질인 50PN1300의 단위 철손 정보와 Curve Fitting Method(CFM)을 사용하여 구하였다. 고정자 치와 요크에서의 철손을 산정한 후 이를 열원으로 입력하였다.

표 2 해석 모델의 철손 계산치

Table 2 Calculated iron loss of analyzed model

Item	Value [W]
Stator yoke	10.8623
Stator teeth	18.7673
Total	29.6295

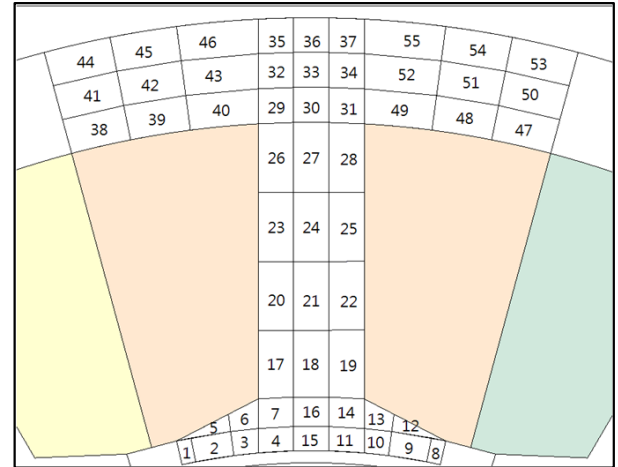


그림 3 55개의 영역으로 분할된 고정자 형상

Fig. 3 Divided stator core shape

## 2.4 실험 및 계산 결과 비교

### 2.4.1 실험 장치

650W급 매입형 영구자석 전동기의 온도 분포를 확인하기 위해 실험을 수행하였다. Id=0 제어, 단위 전류 당 최대 토크 제어(Maximum torque per ampere, MTPA), 역률 1 제어, 최대 효율 제어 방식의 전진각을 증가회로 계산을 통해 구하였고, 각각의 전진각에 따른 실험을 진행하여 계산 결과와 비교하였다.

실험 장치는 그림 4와 같으며, 해석 모델의 전동기의 전류 벡터 제어법에 따른 전진각을 제어하기 위한 제어기, 부하 인가를 위한 다이내모메터, 전류 및 온도 측정을 위한 계측기 등으로 구성하였다. 온도 측정을 위하여 K타입의 열전대를 사용하였으며, 열전대는 그림 5와 같이 엔드 권선 부분과 고정자 치 부분에 설치하여 계산 결과와 비교하였다. 실험에 사용된 열전대 및 온도 계측기의 오차는 ±2.5%이다.

해석 모델은 B종의 절연 등급을 사용하므로 최대 허용 온도는 130℃이나, 전동기 수명과 계측기의 오차 범위를 고려하여 115℃까지 온도를 측정하였다.

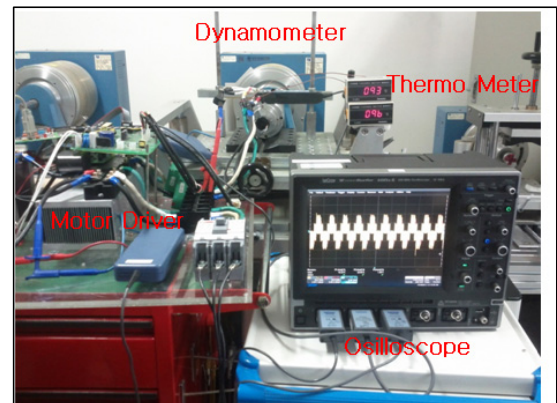
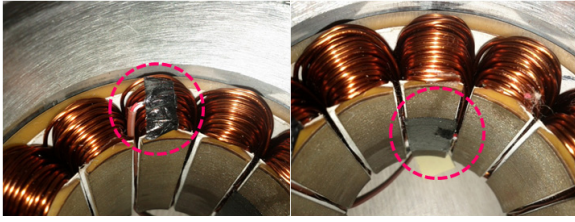


그림 4 온도 측정 실험 장치

Fig. 4 Experiment set for temperature measurement



(a) 엔드 권선 부분 (b) 고정자 치 부분

그림 5 열전대 부착 위치

Fig. 5 attachment position of thermocouple

2.4.2 실험 및 해석 결과 비교

Id=0 제어, 최대 효율 제어, 단위 전류 당 최대 토크 제어, 역률 1 제어 시 각각의 전진각은 등가 회로를 통해 0°, 10°, 15°, 20°로 계산 되었다. 실험은 Id=0 제어 시 정격 전류인 24A를 인가하여 시간에 따른 온도를 측정하였으며, 동일한 전류에서 Id=0 보다 높은 토크의 부하가 걸리는 역률1 제어, 단위 전류 당 최대 토크 제어 및 최대 효율 제어 방식에 따른 실험은 Id=0 제어 실험에서 측정된 정격 토크를 부하로 걸어주어 그에 따른 온도 변화를 측정하였다. 제어 방식에 따른 온도 측정은 같은 조건 하에서 진행하였으며, 측정된 전류를 열 등가회로 계산 시 열원으로 입력하였다.

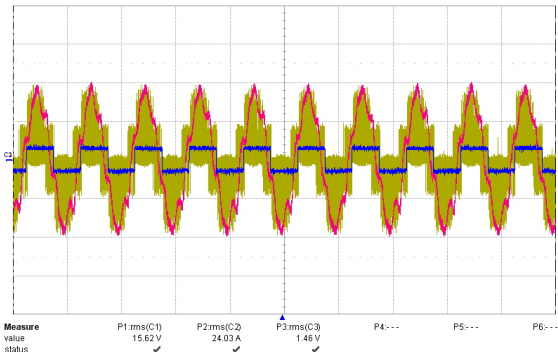


그림 6 Id=0 실험 시 전압, 전류 및 인코더 파형

Fig. 6 Signal waveform of Id=0 control experiment

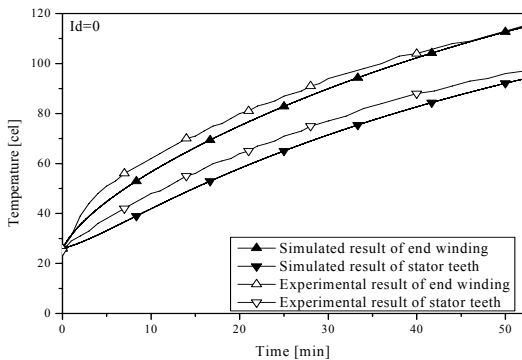


그림 7 Id=0 제어 시 계산 및 실험 결과 비교

Fig. 7 Results comparison of simulation and experiment (Id=0)

그림 6은 Id=0 제어 실험 시 측정된 전압, 전류, 인코더 파형을 나타내었다. 그리고 그에 따른 실험 및 계산 결과 비교는 그림 7과 같다. Id=0 제어 실험 및 계산 결과 권선부에서는 1°C, 고정자 치 부분에서는 3°C의 오차가 발생하였다. 이는 측정기의 오차 범위 내이며, 전반적으로 그 추이가 비슷하다고 할 수 있다.

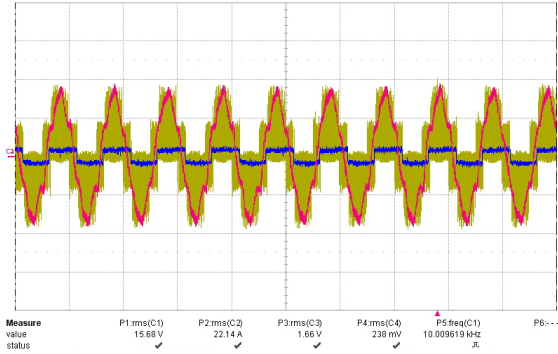


그림 8 최대 효율 제어 실험 시 전압, 전류 및 인코더 파형

Fig. 8 Signal waveform of maximum efficiency control experiment

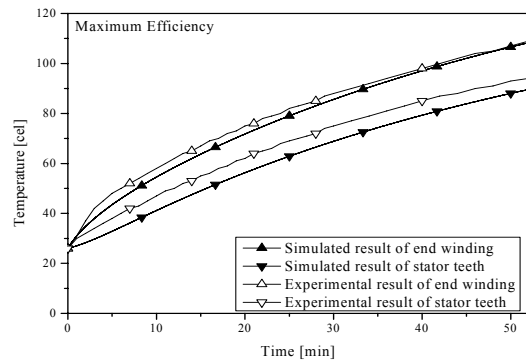


그림 9 최대 효율 제어 시 계산 및 실험 결과 비교

Fig. 9 Results comparison of simulation and experiment (Max. eff.)

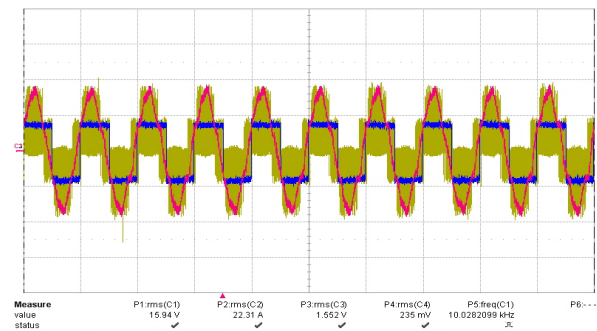


그림 10 단위 전류 당 최대 토크 제어 실험 시 전압, 전류 및 인코더 파형

Fig. 10 Signal waveform of MTPA control experiment

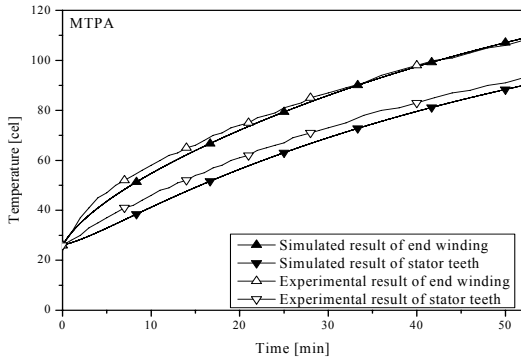


그림 11 단위 전류 당 최대 토크 제어 시 계산 및 실험 결과 비교

Fig. 11 Results comparison of simulation and experiment (MTPA)

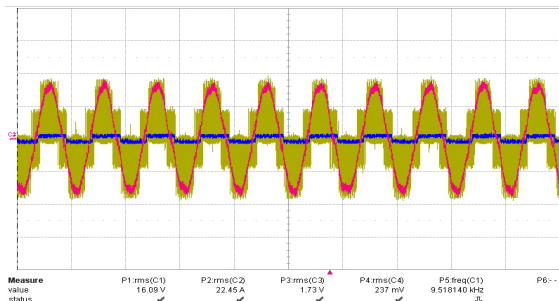


그림 12 역률 1 제어 실험 시 전압, 전류 및 인코더 파형

Fig. 12 Signal waveform of cos1 control experiment

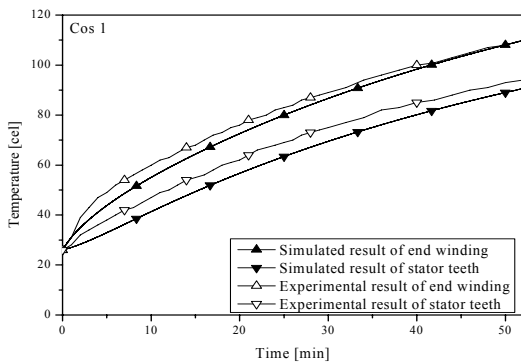


그림 13 역률 1 제어 시 계산 및 실험 결과 비교

Fig. 13 Results comparison of simulation and experiment (cos 1)

그림 8, 10, 12는 각각 최대 효율 제어, 단위 전류 당 최대 토크 제어, 역률 1 제어 실험 시 측정된 전압, 전류 및 인코더 신호 파형을 나타낸다. 그리고 그림 9, 11, 13은 최대 효율 제어, 단위 전류 당 최대 토크 제어, 역률 1 방식에 따른 실험 및 계산 결과이며, 최대 오차는 4°C 미만으로 발생하였다. 고정자 치 부분의 등가 회로 계산 시에는 전체의 평균 온도를 계산하는데 비해, 온도 측정 실험 시에는 고정자 치에서 가장 높은 온도 상승이 생기는 공극과 맞닿는 부분의 온도를 측정하였기 때문에 약간의 오차가 발생하였다.

### 2.4.3 각 제어 방식에 따른 온도 상승 비교

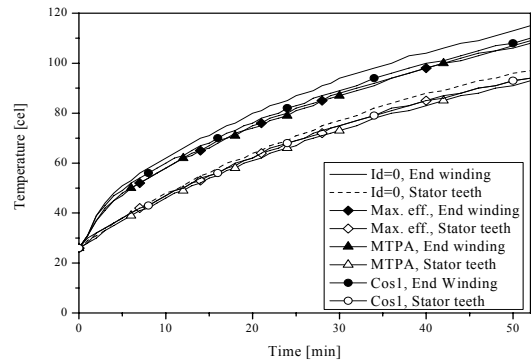


그림 14 제어 방식에 따른 온도 상승 비교

표 3 제어 방식에 따른 온도 비교

Table 3 Temperature comparison according to control method

	실험 결과		계산 결과	
	권선	치	권선	치
Id=0	115	97	114.5	93.8
최대 효율	109	94	108.3	89.5
MTPA	108	93	108.8	89.9
역률 1	110	94	109.8	90.6

그림 14는 각 제어 방식에 따른 온도 상승 실험 결과를 비교 한 것이며, 실험 및 계산 결과를 표 3에서 나타내었다. 실험 결과 Id=0 제어의 경우 엔드 권선 부분의 온도가 타 제어 방법과 비교 시 최대 7°C만큼의 더 상승하였다. 이는 같은 토크가 발생할 경우 다른 제어 방식에 비하여 Id=0 제어의 경우 더 큰 전류가 인가되었기 때문이다. 즉, 같은 양의 전류가 인가될 경우 최대 효율 제어, 단위 전류 당 최대 토크 제어 및 역률 1 제어 방법을 사용할 경우 더 높은 토크를 발생시킬 수 있다는 것이며, 이는 Id=0 제어 시 릴럭턴스 토크가 발생하지 않기 때문이다.

### 3. 결 론

본 논문에서는 매입형 영구자석 동기 전동기에 대하여 열 등가회로를 작성하여 열 해석을 수행하였으며, 전류 벡터 제어 방식에 따라 열 해석 및 온도 실험을 수행하여 그 결과를 비교, 분석하였다.

열 등가회로에 따른 열 해석은 3차원 열 해석 결과와 비교하여 볼 때, 해석 시간이 짧고 다양한 해석 조건에 대해 적용할 수 있다는 장점이 있다. 본 논문에서의 열 등가회로 계산은 실험 치와 측정 오차 범위 내의 결과를 나타내어 매우 양호한 결과를 얻을 수 있었다.

Id=0 제어, 최대 효율 제어, 단위 전류 당 최대 토크 제어, 역률 1 제어 시 전진각에 따른 손실의 변화가 생김을 실험을 통하여 검증할 수 있었으며, 운전 특성에 따라 알맞은 제어 방식을 선정하는 것이 전동기의 온도 상승 및 효율에



영향을 미칠 것으로 예상할 수 있다.

**감사의 글**

본 연구는 교육과학기술부와 한국연구재단의 지역 혁신인력양성사업으로 수행된 연구결과임

**참 고 문 헌**

- [1] Gyu-Hong Kang, Young-Dae Song, Gyu-Tak Kim and Jin-Hur, "The Novel Cogging Torque Reduction Method for Interior Type Permanent Magnet Motor", IEEE Trans. on AE, Vol. 45, No. 1, pp 161-167, 2009
- [2] Jae-Won Lim, Jang-Ho Seo, Sang-Yeop Lee, Hyeon-Gyo Jeong, "Thermal Network Analysis of Interior Permanent Magnet Machine", The Korean Society for Railway Annual Fall Conference 2009, pp. 527-532, 2009
- [3] Yang-Soo Lee, Song-Yeop Han, "Thermal Analysis Techniques for Electric Machine", Proceedings of KIEE, vol. 48, No. 9, pp12-17, September 1999
- [4] 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
- [5] Y. Chen, P. Pillay, "An Improved formula for lamination core loss calculations in machines operating with high frequency and high flux density excitation", Industry Application conference. Vol. 2, pp. 13-18, 2002
- [6] 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
- [7] Cha-Seung Jeon, Byung-Taek Kim, Byung-Il Kwon, Seung-Chan Park, "Analysis of Losses and Temperature Rises of the Three-phase Squirrel Cage Induction Motor Consider Skew Effect", Proceedings of KIEE, vol. 47, No. 10, pp. 1611-1618, 1998
- [8] J.P. Holman, Heat Transfer, 10th Edition, McGraw-Hill, 2009.

**저 자 소 개**



**계 승 현 (桂 承 玄)**

1984년 2월 21일생. 2011년 광운대 전기 공학과 졸업. 현재 창원대 대학원 전기공학과 석사과정

Tel : 055-213-3640

Fax : 055-263-9956

E-mail : shkye@changwon.ac.kr



**정 태 석 (鄭 太 石)**

1986년 10월 18일생. 2012년 창원대학교 공대 전기공학과 졸업. 현재 동 대학원 전기공학과 석사과정

Tel : 055-213-3640

Fax : 055-263-9956

E-mail : jeongts@changwon.ac.kr



**조 규 원 (曹 圭 源)**

1984년 3월 2일생. 2009년 창원대 전기공학과 졸업. 2011년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 2011년 동 대학원 전기공학과 박사과정 입학.

Tel : 055-213-3640

Fax : 055-263-9956

E-mail : chogyuwon@changwon.ac.kr



**장 기 봉 (張 基 鳳)**

1970년 5월 25일생. 1994년 한양대학교 공대 전기공학과 졸업. 1996년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 2005년 동 대학원 전기공학과 졸업(공학박사). 2005년~2006년 한국건설교통기술평가원 선임연구원. 현재 창원대학교 공대 전기공학과 교수.

Tel : 055-213-3639

Fax : 055-263-9956

E-mail : kbjang@changwon.ac.kr



**김 규 탁 (金 奎 卓)**

1961년 11월 12일생. 1982년 한양대학교 공대 전기공학과 졸업. 1984년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 1991년 동 대학원 전기공학과 졸업(공학박사). 1996년~2000년 일본 早稻田大 客員研究員. 현재 창원대학교 공대 전기공학과 교수.

Tel : 055-213-3635

Fax : 055-263-9956

E-mail : gtkim@changwon.ac.kr