

# IPM type BLDC 전동기의 진동 및 소음 저감을 위한 가진력 평형화 설계

## The Design of Radial Magnetic Force Equilibrium for Reduction of Vibration and Noise in IPM Type BLDC Motor

정 태 석\* · 조 규 원\*\* · 김 규 탁†  
(Tae-Seok Jeong · Gyu-Won Cho · Gyu-Tak Kim)

**Abstract** - In this paper, the Radial Magnetic Force(RMF) and cogging torque which cause vibration and noise in IPM type BLDC motor were analyzed. The cogging torque and RMF cause electromagnetic vibration. So, a notch was installed for the equilibrium of RMF and cogging torque reduction. The notch was analyzed by using a Fourier Series for the energy distribution of the air-gap. The equilibrium of RMF and the reduction of cogging torque were performed by a Design Of Experiment(DOE) with the notch. Also, operating characteristics and efficiency were analyzed and compared.

**Key Words** : IPM type brushless motor, Equilibrium of radial magnetic force, Reduction of vibration and noise

### 1. 서 론

Interior Permanent Magnet Synchronous Motor (IPMSM)은 영구자석을 회전자 철심에 매입하여 기계적으로 강인한 회전자 구조로 d축, q축 인덕턴스 차이에 의해 발생한 릴럭턴스 토크를 이용할 수 있어 발생 토크가 Surface Permanent Magnet Synchronous Motor (SPMSM)보다 크다. 또한, 원심력에 의한 영구자석의 비산을 방지하는 장점을 가지고 있어 급 가·감속 운전, 광범위한 속도제어 등이 요구되는 자동차 전장품 등과 같은 정밀 기기의 구동용 모터로 사용되고 있다[1,2].

그러나, 회전자 철심 내에 영구자석을 삽입시킴으로써 회전자 철심에 국부적인 자속 포화 현상이 발생하고 유효 공극이 작아 큰 자속 밀도로 인하여 코깅 토크가 SPMSM보다 크다는 단점이 있다. 이로 인하여 전동기 운전 시 진동과 소음이 크게 발생한다[3,4].

전동기의 진동 발생원으로는 크게 기계적인 원인과 전자기적인 원인이 있다. 전자기적인 원인으로서는 전동기의 고정자 또는 회전자에 작용하는 반경방향의 힘인 가진력의 불평형 및 코깅 토크에 의한 토크 리플이 주원인이다. 특히, 가진력 및 코깅 토크의 주파수가 전동기의 고유 진동수(natural frequency)와 비슷한 영역에 있으면 공진(resonance)하게 되어 부품의 마모와 전동기의 구동 성능의

저하뿐만 아니라 다른 시스템에 악영향을 미치게 된다[5,6]. 진동을 일으키는 전자기적인 원인 중 가진력 불평형에 의한 진동이 코깅 토크 등에 의한 발생 토크의 리플에 의한 진동보다 크게 나타나고 있다[7].

따라서, 본 논문에서는 진동 및 소음의 주 발생 원인이 되는 코깅 토크 저감과 가진력의 불평형을 평형화시키기 위하여 고정자 및 회전자에 노치를 설치하였으며, 실험계획법을 이용하여 코깅 토크 최소화 및 가진력 평형화를 위한 최적 설계를 진행하였다. 즉, 고정자와 회전자에 설치되는 노치의 위치 및 크기를 설계 변수로 취하여 최적화를 진행하여 전동기 제반 특성을 유한요소 해석을 통해 고찰하였다.

### 2. 본 론

#### 2.1 설계 모델 및 제원

본 논문에서 사용된 기본 모델의 제원을 표 1에 요약하여 나타내었다. 기본 모델보다 코깅 토크를 저감시키는 동시에 가진력이 평형화되도록 고정자 및 회전자의 형상 최적화를 진행하였다.

표 1 해석 모델의 제원

Table 1 The specification of Analysis model

Item	Specification
Rated speed [rpm]	3000
Rated torque [Nm]	0.32
Pole/Slot	4/6
Air-gap length [mm]	1
Winding type	Concentrated winding
Br [T]	1.1

\* Dept. of Electrical Engineering, Changwon National University, Korea

\*\* Dept. of Electrical Engineering, Changwon National University, Korea

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

E-mail : gtkim@changwon.ac.kr

Received : August 13, 2013; Accepted : October 18, 2013

그림 1에 해석 모델의 형상을 나타내었다. 노치는 공극의 자화 분포에 의한 에너지 분포를 푸리에 급수 전개 방법으로 해석하여 코깅 토크를 상쇄할 수 있는 위치와 너비를 계산하여 적용하였다[8]. 4극 6슬롯 모델일 경우 코깅 토크는 3n 고조파 성분으로 나타나게 된다. 그러나 코깅 토크가 저감된다고 해서 가진력의 양상이 평형화되는 것은 아니므로 실험계획법을 이용하여 코깅 토크가 저감 되면서도 가진력이 평형화되는 모델을 도출하였다.

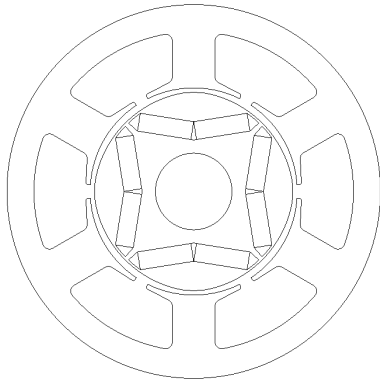


그림 1 해석 모델  
Fig. 1 Analysis model

2.2 형상 최적화

그림 2의 (a)는 회전자에 노치를 설치하여 코깅 토크를 최소화 시킨 모델의 회전자 형상이다. 고정자의 슬롯을 푸리에 급수로 전개하여 고정자 슬롯에 의해 발생하는 코깅 토크 에너지를 상쇄 시킬 수 있는 노치의 위치함수를 도출할 수 있으며 이는 식 (1)과 같다.

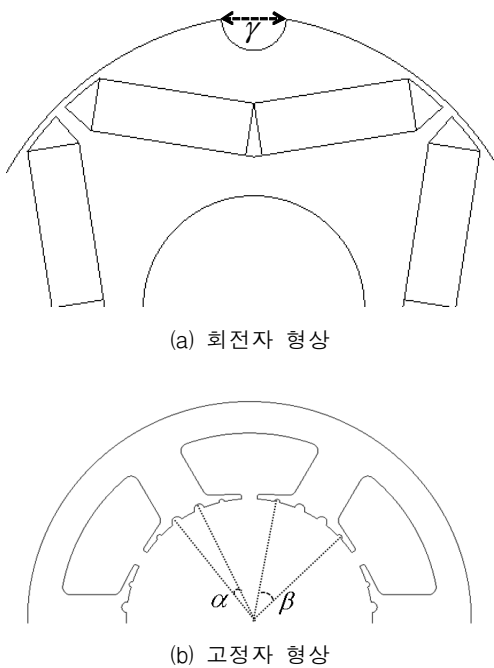
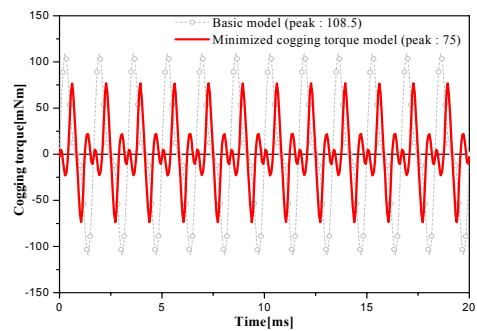


그림 2 회전자와 고정자의 설계 변수  
Fig. 2 The design parameter of the rotor and stator

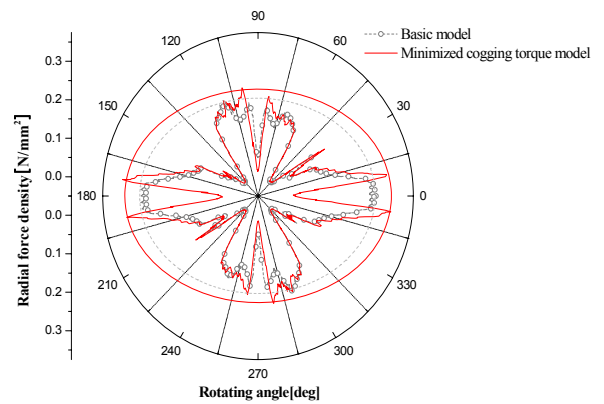
$$\cos(f_{pn}\theta) + \frac{\sin(f_{pn}r)}{\sin(f_{pn}d)} \times \cos(f_{pn}(\theta+\alpha)) = 0 \tag{1}$$

여기서,  $\cos(f_{pn}\theta)$  는 슬롯에 의한 코깅 토크의 위치 함수이며,  $\frac{\sin(f_{pn}r)}{\sin(f_{pn}d)} \times \cos(f_{pn}(\theta+\alpha))$ 는 코깅 토크를 상쇄시키기 위한 노치의 위치 함수를 의미한다. 노치의 위치 함수는 수식 전개 시 슬롯부분에서의 에너지를 무한대라고 가정하여 유도하므로 실제 노치에 의한 에너지 분포와는 차이가 있으므로 유한요소해석을 통하여 코깅 토크를 최소화시키는 노치의 크기를 선정하였으며 이때의 크기  $\gamma$ 는 직경 5[mm]이며 그 위치는 전기각으로  $\pi/2$ 이다. 코깅 토크 최소화 모델의 코깅 토크와 가진력을 기본모델의 값들과 비교하여 그림 3의 (a)에 나타내었다. 코깅 토크 최소화 모델의 경우, 코깅 토크는 peak - peak 값이 150[mNm]로 기본 모델의 코깅 토크 216[mNm]보다 30.6% 감소하였다.

그러나, IPM type BLDC 전동기의 주 진동, 소음원인 가진력은 그림 3의 (b)에서 보는 바와 같이 가진력의 장축 크기는 0.273에서 0.306으로 12% 증가하였고 단축도 0.216에서 0.234로 8% 증가하여 축비가 0.79에서 0.76으로 불평형이 더욱 심화되었음을 알 수 있다. 장축과 단축의 비가 1이면 가진력이 원형 분포가 완전한 평형을 의미하며 그 비가 작을 수록 불평형이 심화됨을 의미한다. 따라서, 코깅 토크 저감에 의한 진동, 소음 감소효과가 가진력의 불평형 심화로 인



(a) 코깅 토크



(b) 가진력

그림 3 코깅 토크 최소화 모델 특성  
Fig. 3 Cogging torque minimized model characteristics

하여 그 효과가 반감되리라 사료된다. 따라서, 본 연구에서는 가진력 평형화를 위하여 그림 2의 (b)와 같이 고정자 표면에 노치를 추가 설치하였다. 가진력 평형화를 위한 고정자 노치는 실험계획법을 이용하여 코깅 토크도 저감되고 가진력도 평형화되는 모델을 도출하였다.

고정자의  $\alpha$ 와  $\beta$ 를 설계 변수로 선정하여 기본 모델보다 코깅 토크가 작으면서 가진력 양상이 평형한 모델을 실험계획법을 이용하여 도출하였다.  $\alpha$ 값을 치 중심으로부터 기계각으로 2°씩 증가시키면서 가진력 변화 특성을 고찰하였다. 기계각 12°에서 가진력의 축비가 0.98로 가진력 평형화가 이루어졌으나 코깅 토크가 기본 모델보다도 크게 나타났다. 따라서, 추가적인 노치 설치로 코깅 토크를 감소시키고자 하였다.  $\beta$ 의 위치에 따른 코깅 토크 및 가진력 축비를 표 2에 나타내었다. 여기서  $\alpha$ 와  $\beta$ 는 기계각이다.

분석 결과  $\alpha$ 가 12°,  $\beta$ 가 34° 일 때 코깅 토크가 제일 작음을 알 수 있다. 따라서, 기본 모델보다 코깅 토크가 작으면서도 가진력이 평형화되는 모델을 최적 모델을 선정하였다. 그림 4는 최적 모델의 형상이다.

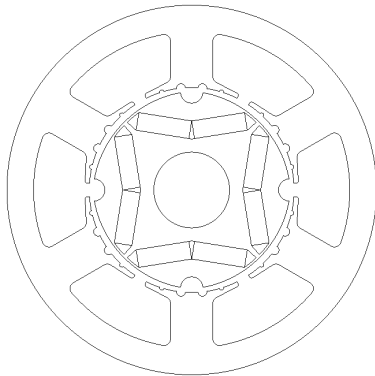


그림 4 최적 모델  
Fig. 4 Optimized model

표 2  $\beta$ 의 따른 코깅 토크  
Table 2 The cogging torque according to  $\beta$

$\alpha$ [°]	$\beta$ [°]	코깅 토크 (pk-pk)[mNm]	가진력 축비
12	30	268	0.821
12	32	201	0.829
12	34	143	0.880
12	36	159	0.878
12	38	193	0.855
12	40	223	0.875

### 2.3 구동 특성 분석

그림 5에 기본 모델과 최적 모델의 코깅 토크, 그림 6에 구동 토크를 비교하여 나타내었다. 회전자와 고정자의 노치 설치로 코깅 토크는 감소하였고 토크 리플은 저감되었으나 자기 저항의 증가로 인하여 쇄교 자속량이 감소하여 발생 토크는 다소 감소하였다. 따라서 동일 토크를 발생시키기 위해서는 최적 모델의 경우 전류는 7% 더 증가하였다.

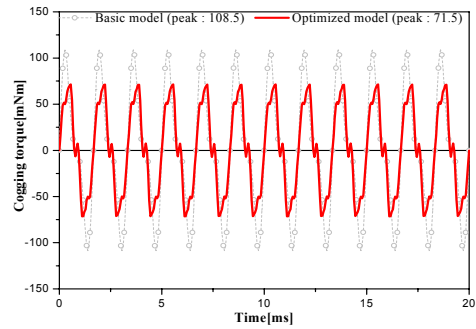


그림 5 기본 모델과 최적 모델의 코깅 토크  
Fig. 5 The cogging torque of the basic and the optimized model

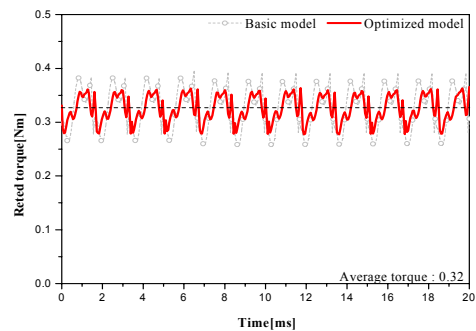


그림 6 기본 모델과 최적 모델의 구동 토크  
Fig. 6 The operating torque of the basic and the optimized model

최적 모델은 기본 모델에 비해 코깅 토크는 34% 저감되었고, 토크 리플은 15% 저감되었지만 동일한 전류일 때 구동 토크는 7% 감소하였다. 기본 모델보다 최적 모델의 구동 토크가 다소 감소하였지만 코깅 토크와 토크 리플을 비교해 보았을 때 코깅 토크와 토크 리플의 저감으로 인해 전반적인 성능이 향상되었음을 알 수 있다.

### 2.4 고유 진동수 해석

비감쇠 구조물 전체의 진동 운동 방정식을 행렬로 표현하면 아래 수식 (2)와 같다.

$$[M]\ddot{x} + [K]x = 0 \tag{2}$$

$[M]$ 과  $[K]$ 는 각각 전체 질량행렬과 강성행렬이며,  $\{x\}$ 는 각 질점에서의 변위 벡터로서 두 번 미분한 것은 가속도를 나타낸다. 이 방정식은 자유 경계조건을 가지는 고정자의 해석 모델에 대한 고유치 문제가 된다. 선형 시스템에서 자유진동의 해는 다음과 같이 주기적으로 변화하는 수식 (3)과 같이 조화운동으로 나타낼 수 있다.

$$\{x(t)\} = \{\Phi\}_i e^{i\omega_i t} \tag{3}$$

$\omega_i$ 는  $i$ 번째의 고유 진동수,  $\{\Phi\}_i$ 는  $i$ 번째 고유 진동수의

모드 형상을 나타내는 고유 벡터이며  $t$ 는 시간을 나타낸다. 운동 방정식에 위의 식을 대입하면 수식 (4)와 같다.

$$([K] - \omega_i^2 [M])\{\Phi\}_i e^{i\omega t} = 0 \quad (4)$$

수식 (4)에서  $\{\Phi\}_i$ 은 “0”이 될 수 없으므로 행렬식은 수식 (5)와 같다.

$$|[K] - \omega_i^2 [M]| = 0 \quad (5)$$

이 방정식은 고유치의 문제로 고유 진동수는  $n$ 개의 자유도 수만큼 생긴다.

### 2.4.1 모드 해석

자유진동은 외력이 없는 경우에 계의 자체에 내재하는 힘에 의해 발생한다. 자유진동인 경우 계는 하나 또는 그 이상의 고유 진동수를 가지고 진동하며 이 고유 진동수는 질량과 강성의 분포에 의해서 결정되는 동적계의 고유한 특성이자. 자유진동 해석을 위한 모드 해석 기법은 유한요소법을 이용한 해석적 방법을 사용하였다.

모드는 진동계를 이루는 시스템의 고유한 동적인 양상을 나타내는 것으로 어떤 주파수를 가진 가진력에 의해 고정자가 진동할 때 그 고정자의 거동은 가진력의 주파수 대역에서 가지는 고유 모드의 양상으로 나타난다[9].

고정자의 고유 진동 주파수가 진동 및 공진에 지배적인 역할을 하기 때문에 고정자의 모드 해석을 수행하였다. 고정자의 재질은 규소강판(S23-50PN800)으로 mass density는 7850(Kg/m<sup>3</sup>), Young’s modulus는 200(Gpa), Poisson ratio

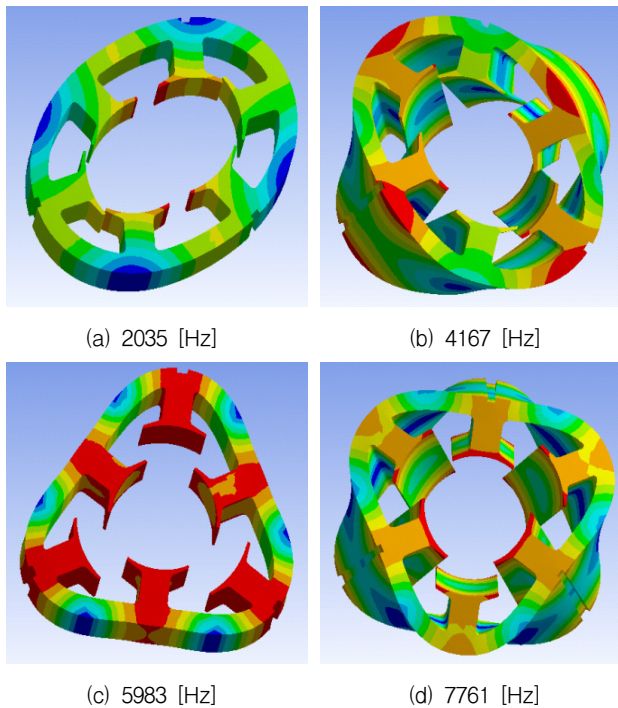


그림 7 고유 진동수에 대한 모드 형상  
Fig. 7 Mode shapes corresponding to natural frequencies

는 0.24로 각각 입력하였다.

그림 7은 모드 해석 결과이다. (a)와 (b)는 타원 운동을 하는 모드로 다른 주파수의 모드에 비하여 진동 및 소음을 일으키는 주요 모드가 되므로 이 모드에서의 공진을 가급적 피해야 한다.

그림 8의 (a)는 한 상 여자 시 회전자의 극이 고정자의 극과 만나기 시작하는 위치에서 접선 성분과 반경방향 성분의 가진력으로 변형된 고정자를 나타내고 (b)는 두 극이 일치했을 때 반경방향 성분의 힘에 의한 변형 전후의 그림을 비교한 것이다. 그림 8의 (a)와 같이 회전자의 극이 고정자치의 끝단을 밀고 당기는 과정에서 (b)와 같은 뒤틀리는 모드가 발생한다[9].

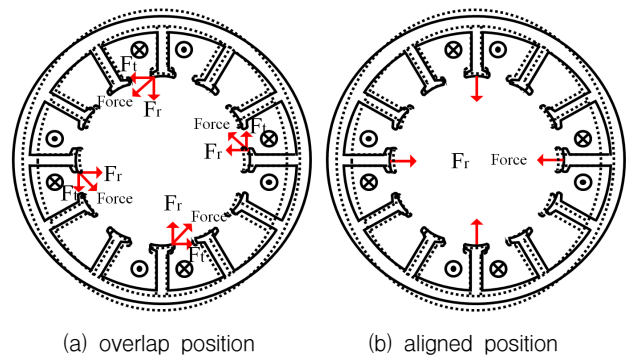


그림 8 전자기력에 의한 고정자의 변형  
Fig. 8 Deformation of stator due to electromagnetic

### 2.4.2 가진력 해석

고유 진동수 해석에서는 회전자의 영향을 고려하지 않았기 때문에 회전자의 변화에 따른 진동의 영향을 비교하기 어렵다. 그러므로 기본 모델과 최적 모델의 공극 자속 변화로 생기는 진동을 분석하기 위하여 가진력의 분포 및 양상을 비교하였다.

전자기적 가진원은 기계적인 요인과 전자기적 현상의 상호 유기적 관계로부터 발생한다. 이 전자기적 가진력의 진동수가 전동기 구조물의 고유진동수와 비슷한 영역에 있으면 공진하게 되어 부품의 마모와 전동기 구동성능의 저하뿐만 아니라 다른 시스템에 영향을 미치게 된다.

무부하시(Open-circuit)나 부하시(On-load)에 공극 자계로부터의 고정자 표면 반경방향 힘 밀도(radial force density) 분포는 전자기적 진동·소음의 주된 발생원이며, 수식 (6)과 같이 Maxwell’s stress method로 계산할 수 있다[10].

$$F_{rad}(\theta_s, t) = \frac{1}{2\mu_0} [B_r^2(\theta_s, t) - B_\theta^2(\theta_s, t)] \quad (6)$$

여기서  $F_{rad}$ 는 힘 밀도의 반경방향 성분,  $B_r$ 과  $B_\theta$ 는 공극 자속 밀도의 반경방향과 접선방향 성분이고,  $\mu_0$ 는 자유 공간(free space)에서의 투자율,  $\theta_s$ 는 각도에 따른 위치,  $t$ 는 시간이다.

그림 9는 기본 모델과 최적 모델의 가진력 양상을 비교한 결과이다. 가진력의 양상이 원에 가까울수록 평형하다. 기본

모델보다 최적 모델에서 가로축인 장축은 감소하며 세로축인 단축은 증가하는 양상을 보인다. 가진력의 장축 크기는 0.273에서 0.256으로 6% 감소하였고 단축은 0.216에서 0.226으로 5% 증가하는 양상을 보였다. 기본 모델과 최적 모델의 장축과 단축의 축비를 계산하여 축비를 비교해보면 기본 모델은 0.79, 최적 모델은 0.88로 최적 모델이 0.09만큼 더 원형에 가까우므로 최적 모델의 가진력이 더 평형함을 알 수 있다.

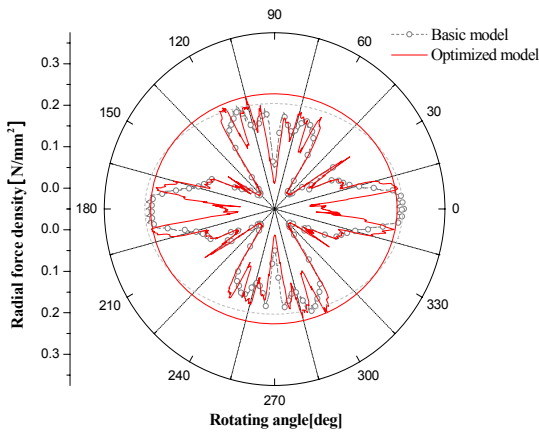


그림 9 기본 모델과 최적 모델의 가진력  
 Fig. 9 The radial force density of the basic model and the optimized model

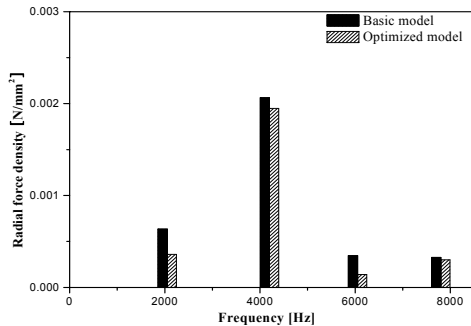


그림 10 가진력의 고유 진동 주파수 대역의 고조파 분석  
 Fig. 10 Harmonic analysis on the natural frequencies of RMF

그림 10은 가진력의 고유 진동 주파수 대역의 고조파 분석 결과를 나타낸 것이다. 그림 10에서 보는바와 같이 고유 진동 주파수 대역에서 기본 모델보다 최적 모델의 가진력 고조파가 크게 저감됨을 알 수 있다. 이는 공진 시 진동의 크기가 저감될 것으로 판단되며 위험 주파수를 회피하는 방법외에도 전자기적인 가진원 평형화 또는 크기 감소를 통해 공진을 줄일 수 있음을 알 수 있다.

2.5 효율 비교

표 3에 정격 운전 시 기본 모델과 최적화 모델의 특성을 비교하여 나타내었다. 기본 모델과 노치를 설치한 최적 모

델의 손실 및 효율을 계산하였다. 노치에 의해 최적 모델의 철손은 기본 모델보다 작게 계산되었지만 공극의 증가로 인해 토크가 감소하므로 동일한 출력을 내기 위해 입력 전류가 증가하여 동손이 증가하였다.

철손은 재질의 자기 이력 특성으로 인한 세가지 손실로 분류 할 수 있으며 이는 주파수와 자속 밀도의 함수로 식 (7)과 같이 정의하여 계산하였다[11]. 기계손은 실험을 통해 측정하였다.

$$W_i = W_h + W_e + W_a \tag{7}$$

$$= k_h f B_m^2 + k_e f^2 B_m^2 + k_a f^{1.5} B_m^{1.5}$$

이에 따른 기본 모델과 최적 모델의 효율 계산 결과 최적 모델의 효율이 기본 모델보다 0.21% 감소하였다. 하지만 구동 특성과 코깅 토크, 토크 리플을 비교해 보았을 때 전반적인 성능은 향상되었음을 알 수 있다.

표 3 정격 구동 특성

Table 3 The rated operating characteristics

모델	기본 모델	최적 모델
출력 [W]	102	102
구동 토크 [Nm]	0.32	0.32
코깅 토크 [mNm]	108.5	71.5
토크 리플율 [%]	43	27
전류 [A]	3.94	4.25
동손 [W]	6.99	8.13
철손 [W]	8	7.21
기계손 [W]	7.19	7.19
효율 [%]	82.15	81.94

3. 결론

본 논문에서는 IPM type BLDC 전동기에서 진동 및 소음의 원인이 되는 가진력의 불평형과 코깅 토크 및 그에 따른 제반 특성을 비교, 분석하였다.

유한요소법과 실험계획법을 이용하여 기본 모델보다 코깅 토크가 저감되면서 가진력이 평형화되는 최적 설계를 진행하였다. 설계 결과, 회전자에 5[mm]의 노치를 설치하고 고정자에 2[mm], 1[mm]의 노치를 설치하였을 때 목표치에 부합하는 최적 결과를 도출하였다.

기본 모델에 비해 최적 모델의 코깅토크는 34% 저감되었고 토크 리플은 15% 저감되었으며, 가진력의 양상은 0.09만큼 더 평형화되었다.

가진력의 고유 진동 주파수 대역의 고조파 분석 결과 고유 진동 주파수 모드의 고조파 저감으로 공진 시 진동의 크기가 저감 되리라 사료되며 이는 위험 주파수를 회피하는 방법외에도 전자기적인 가진원의 감소를 통해 공진의 크기를 줄일 수 있었으며, 차후 진동 실험을 통하여 본 연구의 타당성을 증명하고자 한다.

최적 모델의 효율은 기본 모델보다 0.21% 감소하였지만, 코깅 토크 및 토크 리플을 비교해 보았을 때 최적 모델이 기본 모델보다 전반적인 성능이 향상됨을 알 수 있다.

**감사의 글**

본 연구는 교육과학기술부와 한국연구재단의 지역 혁신인력양성사업 및 창원대학교 2012~13 교내연구비 지원에 의해 수행된 연구결과임

**References**

[1] Hong-seok Ko, and Kwang-Joon Kim, "Characterization of Noise and Vibration Source in Interior Permanent-Magnet Brushless DC motors", *IEEE Transaction on. Magnetics*, Vol. 40, No. 6, pp. 3482-3489, 2004.

[2] Gyu-Hong, Young-Dae Song, Gyu-Tak Kim and Jin-Hur, "A Novel Cogging Torque Reduction Method for Interior Type Permanent Magnet Motor", *IEEE Transaction on. Industry Applications*, Vol. 45, No 1, pp 161-167, 2009.

[3] T. M. Johns, W. L. Soong, "Pulsating Torque Minimization Techniques for Permanent Magnet AC Motor Drives", *IEEE Transactions on. Industrial Electronics*, Vol. 43, No. 2, pp. 321-330, 1996.

[4] J. P. Hong et al., "Analysis of radial force as a source of vibration in an induction motor with skewed slots," *IEEE Transaction on. Magnetics*, Vol. 33, No. 2, pp. 1650-1653, 1997.

[5] D. E. Cameron, J. H. Lang and S. D. Umans, "The origin and reduction of acoustic noise in doubly salient variable reluctance motors," *IEEE Transaction on. Industry Applications*, Vol. 28, No, 6, pp. 1250-1255, 1992.

[6] R. S. Colby, F. M. Mottier and T. J. E. Miller, "Vibration modes and acoustic noise in a four-phase switched reluctance motor, " *IEEE Transaction on. Industry Applications*, Vol. 32, No, 6, pp. 1357-1363, 1996.

[7] Jin Hur; Jin-Wook Reu; Byeong-woo Kim; Gyu-Hong Kang, "Vibration Reduction of IPM-Type BLDC Motor Using Negative Third Harmonic Elimination Method of Air-Gap Flux Density," *IEEE Transactions on. Industry Applications*, Vol. 47, No, 3, pp. 1300-1309 ,2011.

[8] Gyu-Hong, Young-Dae Song, Gyu-Tak Kim and Jin-Hur, "A Novel Cogging Torque Reduction Method for Interior Type Permanent Magnet Motor", *IEEE Transaction on. Industry Applications*, Vol. 45, No 1, pp 161-167, 2009.

[9] G. W. Cho, S. H. Woo, S. H. Ji, K. W. Park, K. B. Jang, G. T. Kim, "The optimization of rotor shape for constant torque improvement and radial magnetic force minimization" *J. Cent. South Univ.Tecnol.* Vol.19, No.2, pp. 357-364, 2012.

[10] Gieras, J. F.; Wang, C.; Lai, J. C.: "Noise of Polyphase Electrical Motors", *Taylor & Francis Group*, 2006. ISBN 0-8247-2381-3

[11] Yong-Tae Kim, Bo-Han Kang, Gyu-Won Cho, and Gyu-Tak Kim "Iron loss Coefficient Estimation Through Flux Density and Iron loss Calculation of IPMSM in Consideration of Core Material", *IEEE Conference on Electromagnetic Field Computation*. pp.233, October, 2012.

**저 자 소 개**



**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. 현재 동대학원 전기공학 박사과정.  
Tel : 055-213-3640  
Fax : 055-263-9956  
E-mail : chogyuwon@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 객원연구원. 현재 창원대학교 공대 전기공학과 교수.  
Tel : 055-213-3635  
Fax : 055-263-9956  
E-mail : gtkim@changwon.ac.kr