

# 직립 기동 영구자석 동기전동기의 기동토크 최적화 설계

論 文

56-8-7

## Optimal Design for Starting -Torque of Line-Start Permanent Magnet Synchronous Motors

金炳國\*·文智虞\*\*·金美廷\*\*\*·李秉俊§·曹允鉉†

(Byong-Kuk Kim · Ji-Woo Moon · Mi-Jung Kim · Byung-Jun Lee · Yun-Hyun Cho)

**Abstract** - The line-start permanent magnet synchronous motor has a high efficiency and an advantage in constant speed operation regardless of the effect of load variation. However, it is difficult to predict the performance of characteristics accurately, because of the unbalanced starting torque with the initial starting position of the rotor and the generation of a break torque. In this paper the dynamic characteristics of the line-start permanent magnet synchronous motor are described and compared with those of the squirrel-cage induction motor through the simulation to find the characteristics of the permanent magnets and the rotor bars in the line-start permanent magnet synchronous motor. Finally this paper gives the comparison between the simulation results and the experimental results.

**Key Words** : Optimal Design, Synchronous motor, Line-Start, High efficiency

### 1. 서 론

일반적으로 영구자석 동기전동기(Permanent Magnet Synchronous Motor : PMSM)는 회전자 구조에 따라서 두 가지로 분류된다. 하나는 영구자석이 회전자 표면에 부착되는 표면 부착형(SPM)으로 일반적으로 AC 서보 모터에서 주로 사용되고 있다. 다른 하나는 영구자석이 회전자 내부에 위치하는 매입형(IPM)으로 구동 인버터에 의해 직립 기동 전동기의 형태로 사용되고 있다. 이러한 영구자석 동기전동기에서 주목해야 할 점은 최근 들어 적용 분야가 고성능의 서보용에서부터 팬과 펌프와 같은 직립 기동 전동기에 이르기까지 매우 폭넓은 분야로 확대되고 있다는 것이다. 그 이유로는 전 세계적으로 직면한 에너지 고갈 문제와 환경오염에 대한 규제 강화로 고효율 기기의 요구가 점차 증가하고 있다는 것과 고에너지 영구자석의 가격이 하락하고 있기 때문이다.

직립 기동 영구자석 동기전동기(Line-Start Permanent Magnet Synchronous Motor : LSPM)는 일반 농형 유도전동기와 같이 농형 바를 가지는 회전자 내부에 영구자석을 매입한 구조이다. 가장 큰 특징은 회전자 내부에 농형 바를 가지기 때문에 별도의 제어기를 사용하지 않더라도 일반 유

도전동기와 같이 상용 전원의 공급만으로 기동은 물론 정속 운전이 가능하도록 설계된 고효율, 고역율의 전동기라는 것이다. 그러나 LSPM 동기전동기는 회전자 내부의 농형 바와 영구자석에 의한 중첩된 토크 특성이 발생하므로 그 설계와 해석의 어려움으로 인해 다른 전동기에 비해 주목받지 못하고 있다 [1,2].

본 논문에서는 3상 1.5KW 4극 직립 기동 영구자석 동기전동기의 기동 토크를 최적화한 모델을 시뮬레이션을 통하여 제시하고 동급의 유도전동기와 기동 특성 및 성능을 비교, 분석한다. 정확한 특성 비교를 위하여 기존의 3상 1.5KW 4극 유도전동기의 고정자와 농형 바 구조를 그대로 사용하고 회전자 내의 영구자석의 두께와 넓이, 공기 덕트의 위치 변경에 따른 특성 해석을 수행하였다. 해석의 주안점은 정격 부하에서의 기동 토크 특성 및 정상 상태에서의 동기화 능력, 그리고 고효율화에 두었다.

### 2. 해석 모델 특성

#### 2.1 해석 모델

그림 1은 특성 해석을 위한 V-형상의 LSPM 동기전동기의 1/2 모델 횡단면을 나타낸다. 고정자 및 회전자의 농형 바는 상용 1.5 KW 4극 3상 유도전동기의 구조를 그대로 사용하였다. 농형 바는 알루미늄 다이캐스팅으로 제작되었으며 실제 상용화 모델에서의 회전자 스킴각은 5°이나 해석의 편의를 위하여 본 논문에서는 스킴각을 고려하지 않았다. 영구자석은 NdFeB계로 잔류자속 밀도 1.12[T], 보자력 796[kA/m], 최대 에너지적 231[kJ/m<sup>3</sup>]을 갖는 N30SH 재질을 사용하였으며 작자 방향은 그림 1에서 도시하였다. 표 1은 본 논문에서 구현하고자 하는 해석모델의 기본 사양을 나타낸다.

† 교신저자, 終身會員 : 東亞大學校 電氣工學科 教授 · 工博

E-mail : yhcho@dau.ac.kr

\* 學生會員 : 東亞大 工大 電氣工學科 碩士課程

\*\* 正 會 員 : 東亞大 工大 電氣工學科 博士課程

\*\*\* 正 會 員 : 韓國電氣研究院 産業電氣研究團 先任研究員 · 工博

§ 正 會 員 : 韓國電氣研究院 電力設備診斷研究그룹 그룹장 · 工博

接受日字 : 2007年 2月 27日

最終完了 : 2007年 7月 2日

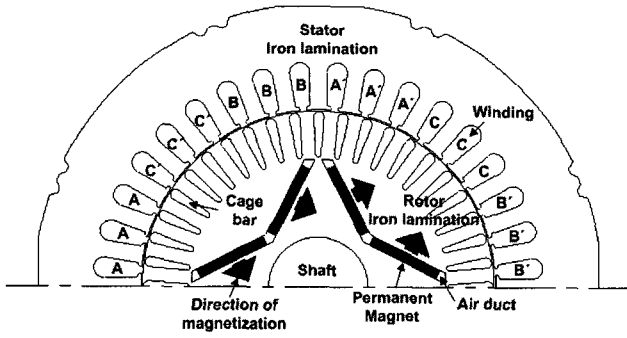


그림 1 4극 V-형상의 LSPM 동기전동기 1/2 단면도  
Fig. 1 Cross section of LSPM synchronous motor

표 1 LSPM 동기전동기의 설계 사양  
Table 1 Design specification of LSPM synchronous motor

구 분	항 목	치 수	단 위
사양	정격 출력	1.5	KW
	정격 전압	220	V
	주파수	60	Hz
	동기 속도	1800	rpm
	정격 토크	7.96	Nm
고정자	슬롯 수	36	
	외 경	160	mm
	내 경	100	mm
	극 수	4	Pole
	상당 저항	1.1	$\Omega$
	상당 직렬 권선수	256	Turn
회전자	병렬 회로수	1	
	공극	0.5	mm
	슬롯 수	44	mm
	외경	99	mm
	영구자석	N30SH	

## 2.2 직립 기동 영구자석 동기전동기 기본 특성식

LSPM 동기전동기의  $d$ 축과  $q$ 축 쇠교자속수는 각각 식 (1)과 식 (2)로 주어진다.

$$\lambda_d = \frac{\sqrt{2}}{3} [\lambda_1 \sin \theta_r + \lambda_2 \sin(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) + \lambda_3 \sin(\theta_r - \frac{4\pi}{3})] \quad (1)$$

$$\lambda_q = \frac{\sqrt{2}}{3} [\lambda_1 \cos \theta_r + \lambda_2 \cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) + \lambda_3 \cos(\theta_r - \frac{4\pi}{3})] \quad (2)$$

위의 식 (2)를 시간에 대하여 미분하면 식 (3)으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{d\lambda_q}{dt} = -\frac{\sqrt{2}}{3} [\lambda_1 \sin \theta_r \dot{\theta}_r + \lambda_2 \sin(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) \dot{\theta}_r + \lambda_3 \sin(\theta_r - \frac{4\pi}{3}) \dot{\theta}_r] + \frac{\sqrt{2}}{3} [\dot{\lambda}_1 \cos \theta_r + \dot{\lambda}_2 \cos(\theta_r - \frac{2\pi}{3}) + \dot{\lambda}_3 \cos(\theta_r - \frac{4\pi}{3})] \quad (3)$$

고정자 전압 방정식은 식 (4)로 주어진다.

$$\begin{aligned} V \sin \delta &= p \lambda_d - \lambda_q \omega_r + R_s i_d \\ V \cos \delta &= p \lambda_q + \lambda_d \omega_r + R_s i_q \end{aligned} \quad (4)$$

여기서  $R_s$ 는 고정자 상간 저항,  $P = \frac{d}{dt}$ ,  $\dot{\theta}_r = \frac{d\theta_r}{dt}$ ,  $\dot{\lambda} = \frac{d\lambda}{dt}$  이다.

다음으로 회전자 전압 방정식은 식 (5)로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} 0 &= p \lambda_{2d} + R_d i_{2d} \\ 0 &= p \lambda_{2q} + R_q i_{2q} \end{aligned} \quad (5)$$

여기서  $R_d$ 와  $R_q$ 는 회전자의  $d$ 와  $q$ 축 저항의 미분계수이다.

영구자석을 dc 여자 전류에 의한 값으로 변환하면 식 (6)과 같다.

$$I_{fm} = \frac{E_0}{X_{md}} \quad (6)$$

여기서  $E_0$ 는 여자 전압을 나타내며,  $X_{md}$ 는 자화 리액턴스이다.

쇠교 자속 방정식은 식 (7)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \lambda_d &= L_d i_d + L_{md} + L_{md} I_{fm} \\ \lambda_{2d} &= L_{2d} i_{2d} + L_{md} i_d + L_{md} I_{fm} \\ \lambda_q &= L_q i_q + L_{mq} i_{2q} \\ \lambda_{2q} &= L_{2q} i_{2q} + L_{mq} i_q \end{aligned} \quad (7)$$

여기서  $d$ 축과  $q$ 축 자화 리액턴스는 식 (8)의 고정자와 회전자의 누설 인덕턴스와 관계된다.

$$\begin{aligned} L_d &= L_{md} + L_1 \\ L_q &= L_{mq} + L_1 \\ L_{2q} &= L_{md} + L_2 \\ L_{2q} &= L_{mq} + L_2 \end{aligned} \quad (8)$$

여기서  $L_1$ 과  $L_2$ 는 고정자와 회전자 누설 인덕턴스이다. 식 (4)과 식 (5)를 식 (7)에 대입하면 식 (9)을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} V_d &= (R_s + pL_d) i_d - \omega_r L_q i_q + pL_{md} i_{2d} - \omega_r L_{mq} i_{2q} + pL_{md} i_{fm} \\ V_q &= \omega_r L_d i_d + (R_s + pL_q) i_q + \omega_r L_{md} i_{2q} + pL_{mq} i_{2q} + \omega_r L_{md} i_{fm} \\ 0 &= pL_{md} i_d + (R_d + pL_{2d}) i_{2d} + pL_{md} i_{fm} \\ 0 &= pL_{mq} i_q + (R_q + pL_{2q}) i_{2q} \end{aligned} \quad (9)$$

순간의 회전자 가속도는 마찰을 무시하면 식 (10)과 같다.

$$p\omega_r = \frac{P}{2J} (T_e - T_L) \quad (10)$$

여기서  $P$ 는 극수,  $\omega_r$ 는 회전자 각속도,  $J$ 는 회전자 관성 모멘트,  $T_L$ 는 부하토크,  $T_e$ 는 전기자 토크 이다. 동기속도에서  $p$ 를 0으로 놓고 식 (9)을 풀면  $d$ 축과  $q$ 축 유효 전류  $I_{md}$ 과  $I_{mq}$ 는 각각 식 (11)으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} I_{md} &= \frac{-E_0 X_q}{R_s^2 + X_d X_q} \\ I_{mq} &= \frac{-E_0 R_s}{R_s^2 + X_d X_q} \end{aligned} \quad (11)$$

또한, 동기 속도에 도달하기 전의  $d$ 축과  $q$ 축 유효 전류  $I_{md}$ 과  $I_{mq}$ 는 식 (12)로 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} I_{md} &= \frac{-E_0 X_q (1-s)^2}{R_s^2 + X_d X_q (1-s)^2} \\ I_{mq} &= \frac{-E_0 R_s (1-s)}{R_s^2 + X_d X_q (1-s)^2} \end{aligned} \quad (12)$$

여기서 슬립  $s = \frac{\omega_s - \omega_r}{\omega_s}$  이고,  $\omega_s = \frac{4\pi f}{P}$  이다.

LSPM 동기전동기의 기자력에 의해 발생하는 총 토크는 회전자 농형 마에 의해 발생하는 유도 토크와 영구자석에 의해 발생하는 브레이킹 토크의 두 성분으로 구성 된다 [3]. 여기서  $m$ 상  $P$ 극 전동기의 회전자 유도 토크는 식 (13)과 같이 주어진다.

$$T_c = \frac{P}{2} \frac{m}{2\omega_s} \{ (X_{2d} - X_{2q}) I_{2d} I_{2q} + X_{md} I_d I_{2q} - X_{mq} I_q I_{2d} + E_0 V I_{2q} \} \quad (13)$$

또한 영구자석에 의한 브레이킹 토크는 식 (14)로 주어진다.

$$T_m = \frac{P}{2} \frac{m}{\omega_s} \{ X_{md} I_m I_{mq} + (X_d - X_q) I_{md} I_{mq} \} \quad (14)$$

따라서 총 전기자 토크는 식 (15)과 같이 주어진다.

$$T_e = \frac{P}{2} \frac{m}{\omega_s} \{ (X_d - X_q) I_d I_q + X_{md} I_{2d} I_q - X_{mq} I_{2q} I_d + E_0 I_q \} \quad (15)$$

그림 2는 과도 상태에서의 두 토크 성분의 특성을 나타낸다. 기동시 영구자석에 의해 발생된 브레이킹 토크의 영향으로 총 기동 토크가 감소됨을 알 수 있다. 그림 3은 동기속도에 도달하였을 때의 부하각에 따른 토크 특성을 나타낸다. 동기 속도에 도달함에 따라 유도 토크 성분은 0이 되고 영구자석에 의한 토크 성분이 작용하게 된다. 따라서 본 연구에서는 영구자석에 의한 브레이킹 토크의 영향을 최소화 하면서 기동 토크와 동기화 성능을 만족하는 영구자석의 두께 및 형상에 대한 최적 설계 치수 선정과 특성을 고찰한다.

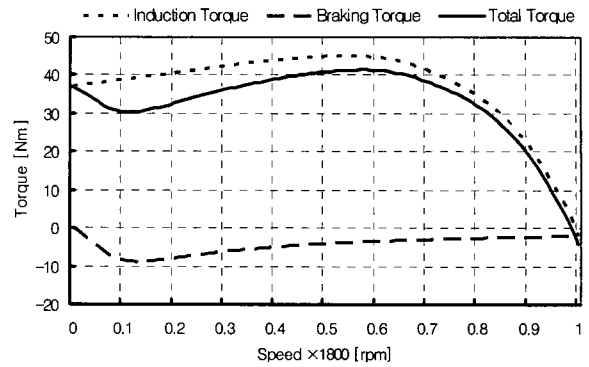


그림 2 LSPM 동기전동기의 과도 상태 토크  
Fig. 2 Transient state torque characteristics of LSPM synchronous motor

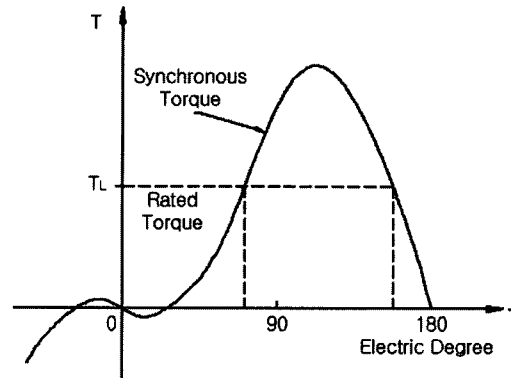


그림 3 LSPM 동기전동기의 부하각에 따른 토크 곡선  
Fig. 3 Torque curve of LSPM synchronous motor according to load angle

### 2.3 브레이킹 토크

영구자석에 의한 브레이킹 토크는 총 기동 토크의 감소를 가져오기 때문에 기동시의 과도 상태에 대한 정확한 설계 및 해석이 이루어 져야한다. 그러므로 각 영구자석의 구조에 따른 특성 해석을 수행하고 전동기 성능에 미치는 영향을 확인 할 필요가 있다. 그림 4는 본 논문에서 고려하고자 하는 회전자의 영구자석의 두께(MT), 영구자석의 길이(ML), 공기 덕트의 간격(d)을 나타내었다.

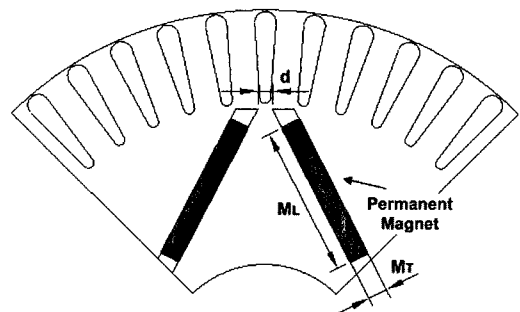


그림 4 LSPM 동기전동기의 영구자석 형상  
Fig. 4 PM shape of LSPM synchronous motor

그림 5, 그림 6, 그림 7은 각각 영구자석의 두께, 영구자석의 넓이 및 공기 덕트 간격에 따른 직립 기동 영구자석 동기전동기의 특성을 비교한 것이다.

그림 5에서 영구자석의 두께에 따른 토크 특성의 급격한 변화는 두께가 커지면서 공기 덕트의 위치가 변경되므로 전체 누설 자속의 급격한 변화를 일으키기 때문이다. 이러한 현상은 그림 7에서도 나타나고 있다. 즉 공기 덕트와 농형바 사이의 자속 밀도의 포화 정도에 따라 토크 특성이 많은 차이를 보임을 알 수 있다. 이와는 달리 그림 6에서와 같이 영구자석의 넓이만을 변경할 경우 브레이킹 토크는 선형적인 관계를 보이게 된다.

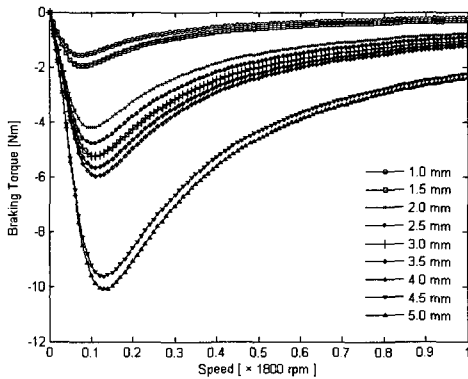


그림 5 영구자석 두께에 따른 브레이킹 토크 곡선  
Fig. 5 Braking torque curves according to PM thickness

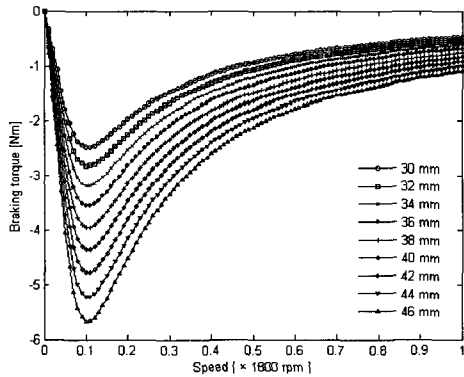


그림 6 영구자석 넓이에 따른 브레이킹 토크 특성  
Fig. 6 Braking torque curves according to PM width

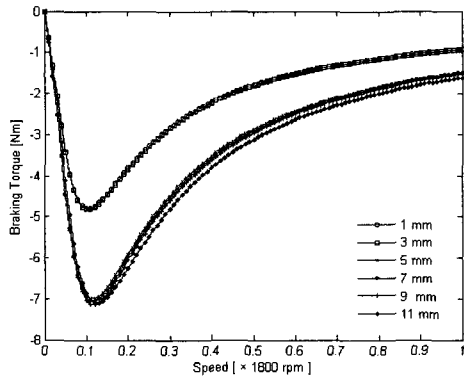


그림 7 영구자석 덕트 간격에 따른 브레이킹 토크 특성  
Fig. 7 Braking torques curve according to interval of PM duct

## 2.4 설계 과정

본 연구에서는 LSPM 동기전동기의 회전자 구조에 따른 특성만을 고려하였다. 고정자의 경우 기존 유도전동기의 고정자 철심을 그대로 사용하며 설계 과정에서 나온 결과에 따라 권선 방법 및 권선수만 변경하였다. 본 연구에서의 LSPM 동기전동기 전체 설계 과정을 그림 8에 나타내었다. LSPM 동기전동기의 특성은 설계 과정에서 등가회로법과 유한요소법(FEM)을 함께 사용하여 해석하였다. 등가회로법을 기본 토대로 하여  $d$ 축과  $q$ 축의 인덕턴스 및 영구자석에 의한 등가 자화 전류는 유한요소법을 사용하여 계산하였다. 마지막으로 설계 결과에 따른 최적화 모델을 유한요소법을 사용하여 기동 특성 및 동기화 능력을 검증하였다.

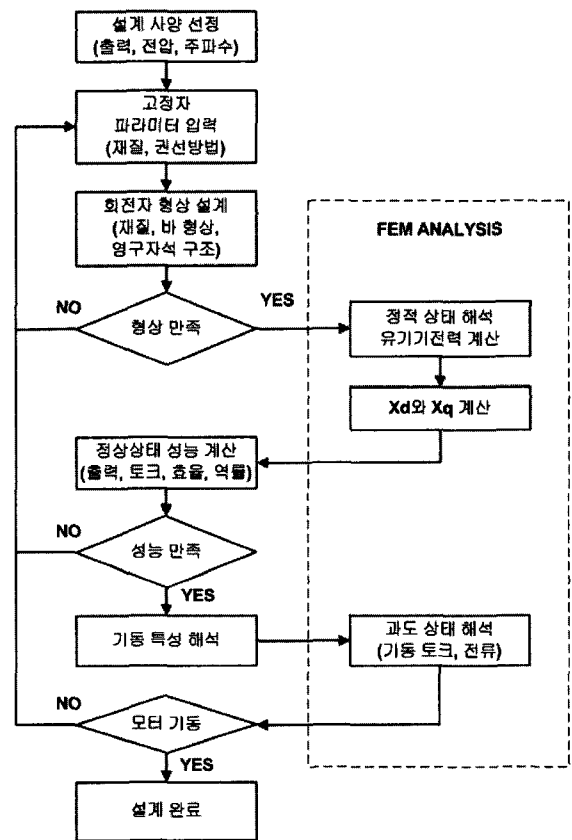


그림 8 최적화 설계 과정  
Fig. 8 Flow chart of optimal design

## 3. 특성 해석

### 3.1 정상 상태 특성

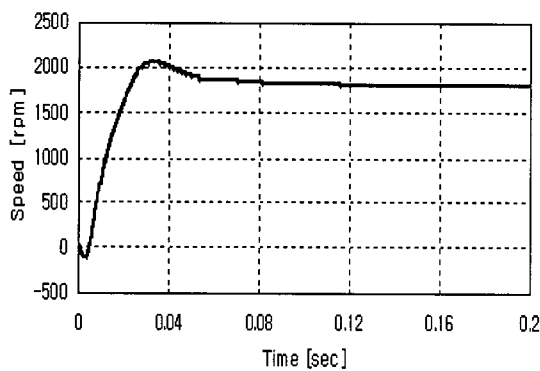
표 2는 제안된 해석 모델과 기존 유도전동기의 정상 상태에서의 특성을 비교한 것이다. 정격 부하시 해석 모델의 효율이 유도전동기에 비해 약 10% 이상 높게 나타났다. 유도전동기는 슬립에 따라 정격 상태에서 1700 rpm으로 속도 저하가 발생하였고 해석 모델은 정격 부하 상태에서 동기 속도(1800 rpm)로 구동 되었다.

표 1 해석 모델과 유도전동기 정상상태 성능 비교  
 Table 1 Performance comparison analysis between LSPM model and induction motor at the static state

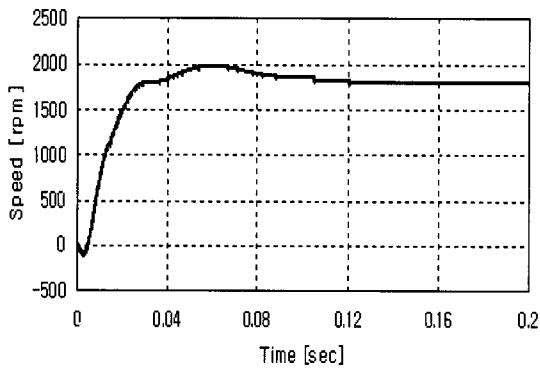
항 목	유도전동기	해석 모델
입력 전압 [V]	220	220
입력 전류 [A]	6.7	4.7
정격 속도 [rpm]	1,700	1,800
정격 토크 [Nm]	8.42	7.95
효 율 [%]	82.4	94.3
역 률	0.71	0.9
출 력 [W]	1,500	1,500
최대 출력 [W]	3,315	3,347
결 선	Delta	Delta

3.2 해석 모델의 기동 특성 해석

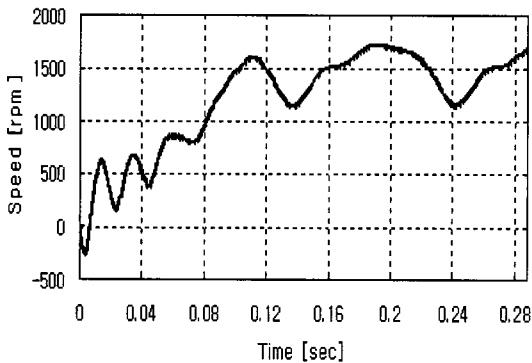
최적화된 해석 모델의 기동 특성 및 동기화 능력을 검증하기 위해 유한요소 해석을 수행하였다. 유도전동기의 해석은 최적화 모델에서 영구자석과 공기 덕트를 제거하여 해석 모델과 동일 조건에서 실시하였으며 이때의 결과는 그림 9와 그림 10에 나타내었다. 부하는 각각 무부하, 정격부하, 과부하 상태에서 수행하였다. 비교 결과 LSPM 동기전동기의 경우 정격부하에서 동기속도를 유지하였으며 유도전동기의 경우 슬립에 따라 속도가 감소하였다. 그러나 과부하시 유도전동기에 비해 LSPM 전동기의 토크 리플이 크게 상승함을 알 수 있다.



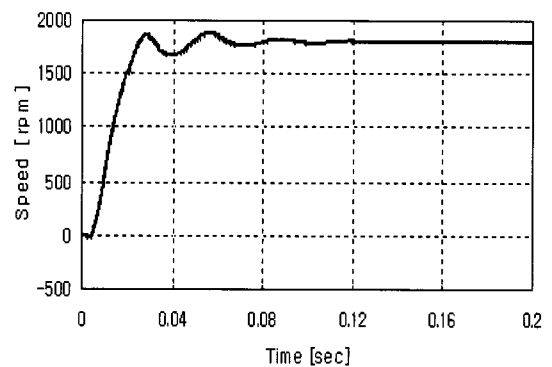
(a) no load



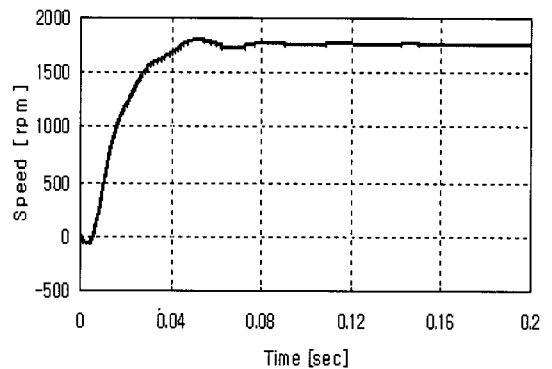
(b) rated load : 7.9Nm



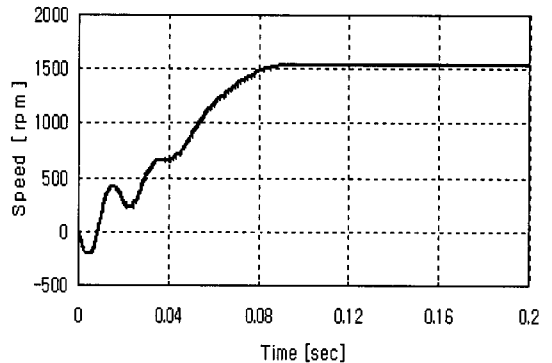
(c) over load : 30 Nm



(a) no load



(b) rated load : 7.9Nm



(c) over load : 30Nm

그림 9 최적화 모델의 부하에 따른 기동 특성  
 Fig. 9 Starting characteristics of optimal model according to the load

그림 10 유도전동기의 부하에 따른 기동 특성  
 Fig. 10 Starting characteristics of induction motor according to the load

4. 제작 및 성능 시험

그림 11은 본 논문에서 최적 설계를 통해 제작된 V형상의 LSPM 동기전동기 회전자와 시작품을 나타낸다. 회전자는 다이캐스팅 시의 고온에 따른 영구자석의 감자를 고려하여 다이캐스팅 후에 영구자석을 삽입하였다. 그림 12는 LSPM 동기전동기 시작품의 특성 분석을 위한 시험 장비 구성을 나타낸다.

그림 13은 시작품 전동기의 기동 전류를 측정하는 것이며 그림 14는 무부하 및 정격부하에서의 3상 전류를 측정하는 것이다. 그림 15는 각 부하에 따른 직립 기동 영구자석 동기전동기의 기동 특성을 나타낸다. 무부하(a) 및 정격 부하(b)에서의 동기화는 이상 없이 구현 되었으며 과부하 상태(c)에서는 기동 불능 상태가 되었다.

표 3은 LSPM 동기전동기의 해석 결과 및 시작품의 특성 시험 결과를 나타낸다.

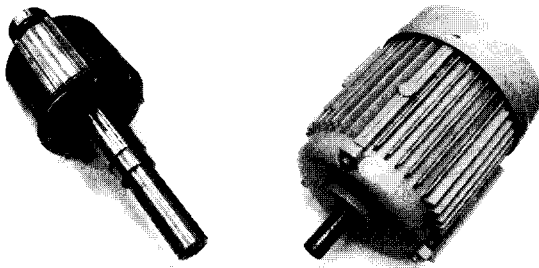


그림 11 LSPM 동기전동기 회전자 및 시작품 외형  
Fig. 11 Prototype LSPM synchronous motor and rotor



그림 12 성능 측정 시험 시스템 구성  
Fig. 12 Experimental system

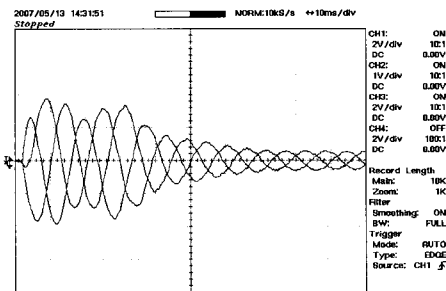
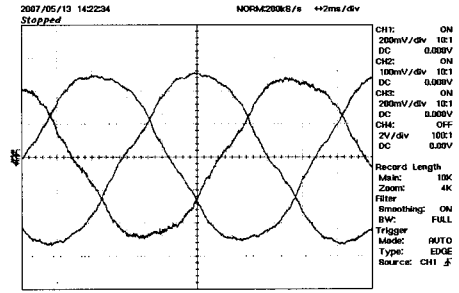
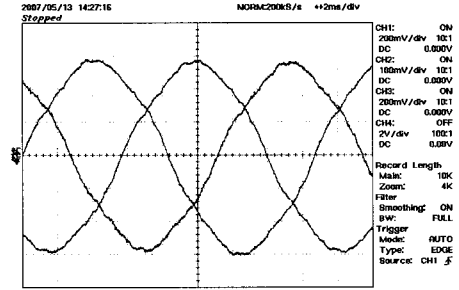


그림 13 시작품 기동 전류 파형  
Fig. 13 Starting current waveform of prototype motor



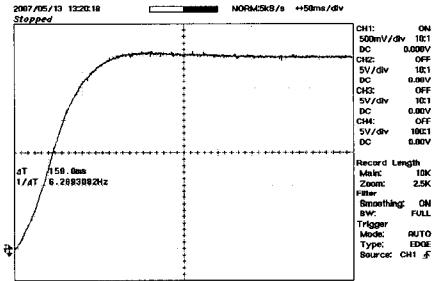
(a) no load



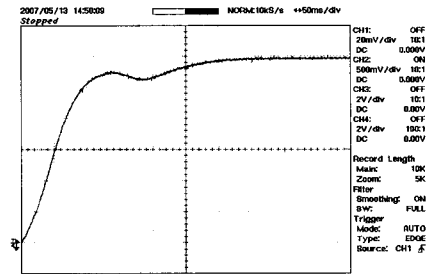
(b) rated load : 7.9Nm

그림 14 부하에 따른 전류 파형

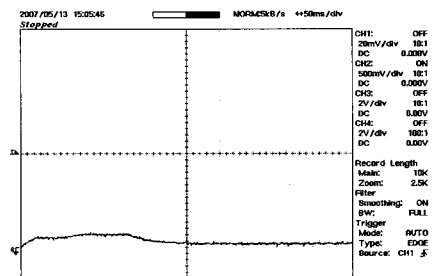
Fig. 14 Current waveform according to the load



(a) no load



(b) rated load : 7.9Nm



(c) over load : 30Nm

그림 15 부하에 따른 기동 특성

Fig. 15 Starting characteristics according to the load

표 1 해석 결과 및 실험 결과 비교

Table 1 Performance comparison between analysis model and prototype motor

항 목	해석 결과	시험 결과
입력 전압 [V]	220	218
입력 전류 [A]	4.7	4.83
정격 속도 [rpm]	1800	1,800
정격 토크 [Nm]	7.95	7.95
효 율 [%]	94.3	92.4
역 률	0.9	0.89
출 력 [W]	1,500	1,500
결 선	Delta	Delta

5. 결 론

본 논문에서는 1.5KW 4극 3상 LSPM 동기전동기의 기동 토크 최적화를 위하여 회전자 내부에 매입된 영구자석의 두께, 넓이 및 공기 덕트의 간격에 따른 기동 특성 해석을 수행하였다. LSPM 동기전동기의 경우 회전자 구조에 따라 영구자석에 의한 브레이킹 토크의 영향이 크게 작용함을 알 수 있었다. 해석 결과 효율 면에서는 유도전동기에 비해 LSPM 동기전동기가 약 10%이상 높게 나타났다. 또한 영구자석의 형상에 따른 기동 토크 및 동기화 특성을 고려한 최적 설계를 바탕으로 한 시작품 제작 및 실험을 수행하였다.

이상에서 LSPM 동기전동기 제작 모델의 정상상태 및 과도 상태에서의 특성시험결과로 볼 때 유한요소해석 결과와 잘 일치함을 보임으로써 해석 결과의 타당성을 검증하였다. 시험 결과에서 볼 때 LSPM 동기전동기 시작품의 전류 파형으로부터 LSPM 동기전동기의 고조파의 영향과 이를 줄이기 위한 대책에 대한 연구가 진행되어야 한다.

감사의 글

본 연구는 산업자원부의 지역혁신 인력양성사업의 연구결과로 수행되었음.

참 고 문 헌

[1] Li Gies, Guo Zhongbao, Wang Chunyuan, Giu Hong, Guo Daling, "High Starting Torque and High Efficiency REPM Synchronous Motor", Proceeding of the Seventh International Workshop on Rare Earth-Cobalt Permanent Magnets and Their Applications, Beijing, China, Sept. 1983, Chana Academic Publishers, pp.13-20

[2] M.A Rahman and T.M. Osheiba, "Performance of a large line-start permanent magnet synchronous motor", IEEE Trans. Energy Conversion, vol. 5, pp.211-217, Mar.1990.

[3] T.J.E. Miller, "Synchronization of line-start permanent magnet AC motor", IEEE Trans., vol.PAS-103, Juillet 1984, pp 1822-1828..

저 자 소 개



김 병 국 (金炳國)

2000년 2월 부경대 공대 전기공학과 졸업. 2005년 8월 동아대 대학원 전기공학과 졸업(석사). 2006년~현재 동 대학원 전기공학과 박사과정.

Tel.: 051-200-6952, Fax.: 051-200-7742  
E-mail: byongkuk@daum.net



문 지 우 (文智虞)

2006년 2월 동아대 공대 전기공학과 졸업. 2006년~현재 동아대 일반 대학원 전기공학과 석사과정.

Tel.: 051-200-6952, Fax.: 051-200-7742  
E-mail: hoopman@donga.ac.kr



김 미 정 (金美廷)

2006년 2월 동아대 공대 전기공학과 졸업. 2006년~현재 동아대 일반 대학원 전기공학과 석사과정.

Tel.: 051-200-6952, Fax.: 051-200-7742  
E-mail: mjkim82@donga.ac.kr



이 병 준 (李秉俊)

2006년 2월 동아대 공대 전기공학과 졸업. 2006년~현재 동아대 일반 대학원 전기공학과 석사과정.

Tel.: 051-200-6952, Fax.: 051-200-7742  
E-mail: jwn34216@naver.com



조 윤 현 (曹允鉉)

1984년 한양대 공대 전기공학과 졸업. 1986년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 1986~1987년 삼성종합기술원 전자기기연구소 연구원. 1991년 한양대 대학원 전기공학과 졸업(박사). 1990~1995년 한국전기연구원 선임연구원. 1995~현재 동아대 공대 전기공학과 교수

Tel.: 051-200-7742, Fax.: 051-200-7742  
E-mail: yhcho@dau.ac.kr