

## Detent Force Reduction in a Cylindrical Type PMLSM

李 鍾 鎭\* · 延 承 桓\* · 高 彰 燮†

(Jong Jin Lee · Sung Whan Youn · Chang Seop Koh)

**Abstract** - Recently Permanent Magnet Linear Synchronous Motors(PMLSMs) are widely used for many linear transportation applications. The PMLSM has many advantages such as simple structure, high speed and thrust. However, especially in short primary type PMLSM, there exists very large detent force, which makes the thrust force ripple, undesired vibration and noise. The detent force is composed of the Cogging force and the End force. The Cogging force comes from the interaction between the permanent magnets and interior teeth of the stator. And the End force acts on the exterior teeth of the stator by the permanent magnets. Usually End force is larger than Cogging force, so the detent force is drastically reduced only by reducing the End force. This paper shows the End force is minimized by optimizing the stator length and chamfering the shape of the exterior teeth of the stator.

**Key Words** : PMLSM, Detent Force, Cogging Force, End Force, Chamfering

### 1. 서 론

현재 많은 분야에서 직선운동을 위하여 회전기를 이용하고 있는데, 이는 스크류, 크랭크, 캠, 체인, 벨트 등의 기구들을 사용하여 구현되기 때문에, 이는 시스템이 복잡해지고 효율 및 정밀도가 저하되는 등의 단점이 있다. 반면에 선형 전동기는 추력을 발생시키므로 회전운동을 직선운동으로 변환하기 위한 별도의 동력 변환 장치가 필요 없어, 직선운동을 위하여 회전기를 사용하는 경우에 발생하는 단점을 극복할 수 있다.

영구자석 선형 동기전동기(Permanent Magnet Linear Synchronous Motor, PMLSM)는 다른 전동기에 비해 개루프 제어 성능이 떨어지고 제조 원가가 비싸다는 단점에도 불구하고, 계자원으로 영구자석을 사용하기 때문에 효율 및 추력/중량비가 높아 고속화 및 고추력화가 가능하다는 이점이 있다. 이중 원통형 영구자석 선형 동기전동기(Cylindrical type PMLSM)는 평판형(Flat-plate type) 선형전동기에서 발생하는 전기자 코어(Stator Core)와 이동자(Mover)와의 수직 방향의 자기적인 인력(Magnetic attraction)을 상쇄시키는 구조를 갖고 있어, 큰 가속운동에 유리하여 여러 분야에 적용이 가능하다. 그러나, 원통형 영구자석 선형 동기전동기는 평판형 영구자석 선형 동기전동기와 마찬가지로, 그 특성상 디텐트력(Detent force)이 발생하는 문제점을 갖고 있다[1][2]. 디

텐트력이란 전동기에 전원이 인가되지 않는 상태에서, 영구자석과 전기자 사이에서 작용하는 불평형 인력에 의하여 발생되는 힘으로, 이는 영구자석과 전기자의 상대적인 위치에 따라 일정 주기로 발생한다. 따라서 전원을 인가하여 전동기를 구동할 때에도 디텐트력은 추력에 합성되어 추력의 맥동(Thrust ripple) 원인이 되고, 이는 전동기의 성능을 저하시키는 요소이다.

단 1차형 영구자석 선형 동기전동기(Short primary PMLSM)에서의 디텐트력은 두 가지 원인에 의해 발생한다. 하나는 코깅력(Cogging force)으로 전기자의 치(Tooth)와 영구자석 사이에서 작용하는 것으로, 회전기에서의 코깅토크(Cogging torque)에 대비되는 힘이며, 이는 단 2차형 영구자석 선형 동기전동기(Short secondary PMLSM)에서도 나타난다. 다른 하나는 단부력(端部力, End force)으로 전기자 양단부와 영구자석 사이에 작용하는 인력에 의하여 발생하는 것으로, 단 1차형 영구자석 선형 동기전동기에서만 나타나는 힘이며, 일반적으로 코깅력에 비해 훨씬 크다. 따라서 단부력만 저감하여도 디텐트력은 현저하게 줄어들고, 단부력을 저감하기 위한 방법으로 전기자의 길이 조정 및 챔퍼링(Chamfering)이 있다[3][4][5].

전기자 길이조정법은 전기자의 왼쪽 단부에 의한 힘과 오른쪽 단부에 의한 힘이 상쇄되도록 전기자의 길이를 적절히 조정하는 방법이다. 이를 위하여 주어진 전기자 길이를 갖는 기본 모델에 대하여 전기자를 이동시켜 극간격의 한주기 내에서 단부력을 구하고, 전기자의 길이를 다소 변화시키고 동일한 과정으로 단부력을 구하여, 단부력이 저감되는지의 여부를 확인한다. 위의 방법을 반복하면 전기자의 적절한 길이를 찾을 수 있는데, 이는 수백 번의 유한요소 해석을 해야 하기 때문에 엄청난 시간이 걸린다. 본 논문에서는 영구자석과 전

† 교신저자, 正 會 員 : 忠 北 大 電 氣 電 子 컴퓨터 工學部 教授

E-mail : kohcs@chungbuk.ac.kr

\* 學生會員 : 忠 北 大 電 氣 工學科 碩士課程

接受日字 : 2005年 1月 27日

最終完了 : 2006年 3月 9日

기자의 상대적인 위치에 따른 단부력을 한번만 계산하고, 이로부터 적절한 전기자의 길이를 결정할 수 있는 방법을 제안하였다. 제안한 방법은 시간 면에서 유한요소법만을 이용한 방법보다 현저한 이점이 있으며, 그 결과의 정확성 또한 유한요소법과 크게 다르지 않았다.

캠퍼링법은 전기자 양단의 밀면과 영구자석 사이에서 발생하는 단부력을 줄이기 위한 것으로, 단부력은 전기자 양단의 밀면 형상에 따라 그 크기가 달라진다. 본 논문에서는 2개의 변수를 택하여 RSM(Response Surface Method)[6][7][8]과 진화전략(Evolution strategy)[9][10]을 적용하여 단부력을 최소로 하는 전기자 양단의 치의 형상을 설계하였다.

2. 기본모델

2.1 기본모델의 형상

그림 1은 6극 9슬롯으로 구성되는 단 1차형 원통형 영구자석 선형 동기 전동기(Short primary Cylindrical type PMLSM)의 기본모델 형상을 나타내며, 자세한 사양은 표 1에 나타내었다. 이것은 기본적으로 그림 2(a)와 같이 2극 3슬롯으로 구성되는 회전기에서 유래한 것이며, 그림 2(b)의 6극 9슬롯으로 구성되는 회전기와 비교하면 권선을 위하여 하나의 치가 추가된 형상이다. 기본모델에서  $\phi$ 축 방향으로 감긴 원형 3상 권선에 흐르는 전류에 의하여 z축 방향의 이동자계가 발생하고, 영구자석에 의한 자속과의 상호작용에 의하여 추력이 발생한다.

2.2 기본모델의 특성

1차형 PMLSM에서의 디텐트력은 그림 3에 보이듯이 전기자의 치와 영구자석 사이에서 작용하는 코깅력과 전기자 양

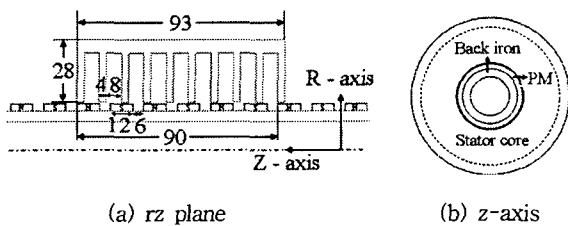


그림 1 기본모델  
Fig. 1 Reference model for short primary type PMLSM

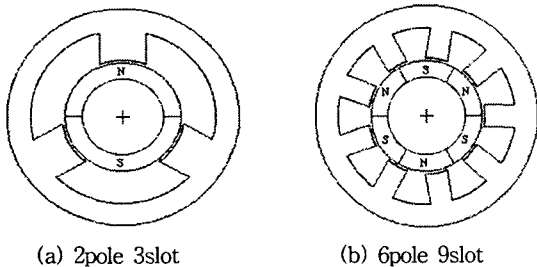


그림 2 회전형 영구자석 동기전동기의 구조  
Fig. 2 Configuration of rotary type PMSM

표 1 기본모델의 제원  
Table 1 Specification of based model

구분	제원	
1차측(고정자)	상수	3
	슬롯폭	7(mm)
	슬롯간격	10(mm)
2차측(영구자석)	극간격( $\tau_p$ )	15(mm)
	두께	3.1(mm)
	폭	10(mm)
	재질	NdFeB
공극	잔류자속밀도	1.23(T)
	기계적 공극	0.6(mm)

단부와 영구자석 사이에 작용하는 인력에 의하여 발생하는 단부력으로 구성된다. 그림 4는 그림 5(a)의 해석모델에 대한 자속 분포도를 나타낸다. 전기자의 치와 영구자석 사이에서 누설 자속이 발생할 뿐만 아니라 전기자 양단과 영구자석 사이에서도 자속의 늘어짐이 보이고 있다. 따라서 코깅력과 단부력이 동시에 발생함을 알 수 있다.

디텐트력을 단부력과 코깅력으로 구분하기 위하여, 먼저 그림 5(a)와 같이 모델링하여 유한요소법을 이용하여 디텐트력을 해석하고, 그림 5(b)와 같이 모델링 하여 단부력을 해석

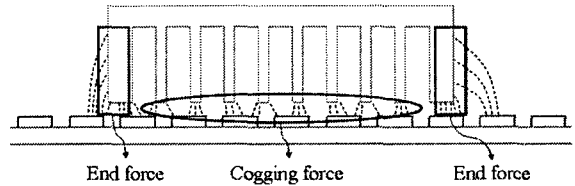


그림 3 단 1차형 PMLSM의 디텐트력  
Fig. 3 Detent force in short primary type PMLSM

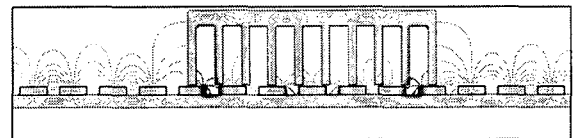


그림 4 기본모델의 자속분포도  
Fig. 4 Magnetic flux distribution in the reference model

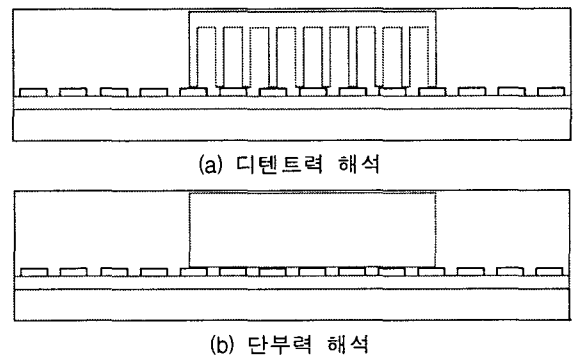


그림 5 유한요소해석을 위한 모델링  
Fig. 5 Finite Element Analysis model for detent force calculation

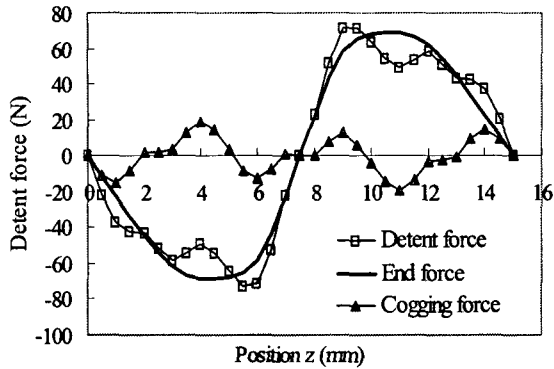


그림 6 기본모델의 디텐트력 특성  
Fig. 6 Detent force characteristics of based model

함으로써 코깅력을 구하였다. 그림 6은 기본모델에서 전기자와 영구자석의 상대적인 위치에 따른 디텐트력의 분포를 나타낸다. 여기서 위치  $z$ 는 그림 5에서처럼 전기자의 중심이 영구자석의 중간에 위치했을 때를 0으로 할때, 전기자가  $z$ 축 방향으로 이동한 거리이다. 디텐트력은 코깅력과 단부력의 합이며, 코깅력은 극 간격(pole pitch)의 2배를 영구자석과 전기자의 슬롯비의 최소공배수로 나눈 값을 주기로 발생하는데, 본 기본모델에서의 영구자석과 전기자의 슬롯비가 2:3이므로 코깅력은 극 간격의 2배인 30mm를 최소공배수 6으로 나눈 값 5mm를 주기로 발생한다. 단부력은 단 2차형 PMLSM에는 존재하지 않는 단 1차형 PMLSM 고유의 단부효과(End effect)에 의한 힘으로 극 간격의 주기로 발생한다. 계산결과 코깅력과 단부력, 디텐트력은 각각 39 (N), 137 (N), 145 (N)이다. 이와 같이 코깅력에 비해 단부력이 훨씬 크기 때문에, 단부력만 저감시켜도 디텐트력은 현저하게 줄어들 것으로 예상된다. 따라서 본 논문에서는 전기자의 길이를 조정하고, 전기자의 양단에 챔퍼링을 설치함으로써 단부력이 저감된 단 1차형 PMLSM을 설계하였다.

### 3. 단부력 저감

#### 3.1 단부력 발생 원리 및 저감 방법

단부력(End force)은 그림 7에 나타낸 것과 같이 왼쪽 단부에 의한 힘과 오른쪽 단부에 의한 힘으로 표현된다. 따라서 전기자의 길이를 조정하여 왼쪽과 오른쪽 단부력 함수의 위상을 적절히 조절하여, 왼쪽 단부력과 오른쪽 단부력이 상쇄되게 하면 단부력을 저감할 수 있다. 그림 8은 전기자의 길이조정을 통한 단부력의 저감 원리를 나타낸다.

#### 3.2 전기자의 길이조정에 의한 단부력 저감

단부력을 해석하기 위해 그림 9와 같이 전기자 코어의 슬롯을 없앤 형상에 대하여, 유한요소법을 이용하여 왼쪽 단부에 의한 단부력을 계산하였다. 전기자의 위치( $l$ )에 따른 단부력의 분포를 그림 10에 나타내었으며, 이때 전기자의 위치  $l$ 은 전기자가 영구자석의 중간에 위치했을 때를 0으로 하였다.

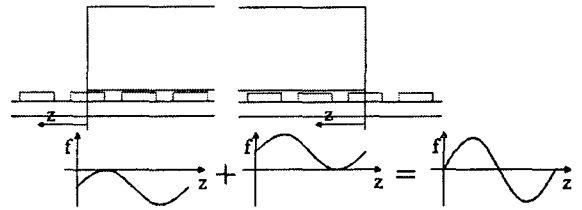


그림 7 전기자 길이조정 전의 단부력 발생원리  
Fig. 7 End force due to both end sides before stator length optimization

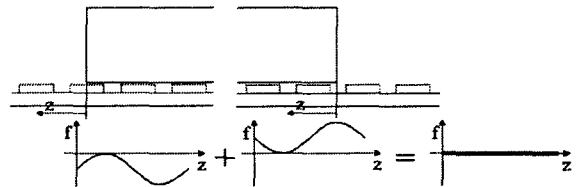


그림 8 전기자 길이조정 후의 단부력 저감원리  
Fig. 8 End force due to both end sides after stator length optimization

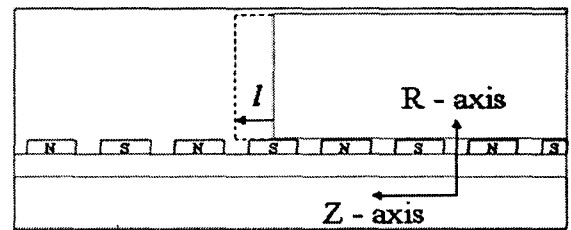


그림 9 단부력 해석모델  
Fig. 9 End force analysis model

전기자의 위치  $l$ (mm)에 따른 왼쪽 단부에서 발생하는 단부력을  $f(l)$ 이라 하면, 오른쪽 단부에서 발생하는 단부력  $g(l)$ 은 다음과 같이 표현되며,

$$g(l) = -f(\tau_p - l) \tag{1}$$

전체 단부력은  $f(l)$ 와  $g(l)$ 의 합으로 주어지므로, 오른쪽 단부가  $\Delta l$ (mm)만큼 늘어난 경우, 전체 단부력은 다음식으로 표현된다.

$$\text{End force} = f(l) - f(\tau_p - l + \Delta l) \tag{2}$$

식 (2)에서 알 수 있듯이, 전기자의 길이를 조정하는 것은 두 함수  $f(l)$ 와  $g(l)$  사이에 위상차를 주는 것과 같다.

그림 11은 전기자의 길이가  $\Delta l$ (mm)만큼 늘어난 경우, 전기자의 형상변화를 나타낸다. 이때, 전기자의 길이 변화에 따른 전체 단부력을 왼쪽 단부에서 발생하는 단부력  $f(l)$ 과 식 (2)를 이용하여 계산하고, 그 결과를 그림 12에 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이 전기자의 길이 증가에 따라 단부력이 점차적으로 작아지다가 어느 순간 다시 커지는 것을 알 수 있다. 이는  $f(l)$ 이 좌우대칭인 함수인 경우에는 이론적으로  $\Delta l = \tau_p/2$ 인 점에서 단부력이 최소가 되나, 영구자석의 폭 길이 및 영구자석 간격 등, 모델의 기하학적인 상태에 따라

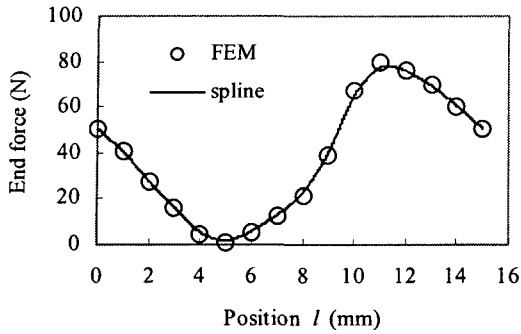


그림 10 유한요소법과 보간에 의한 왼쪽 단부력  
 Fig. 10 Calculated and splined end force due to the left end side

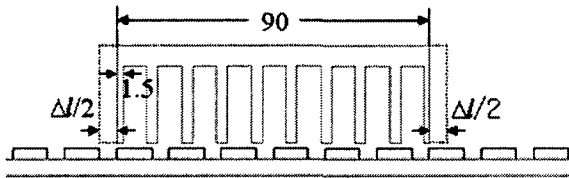
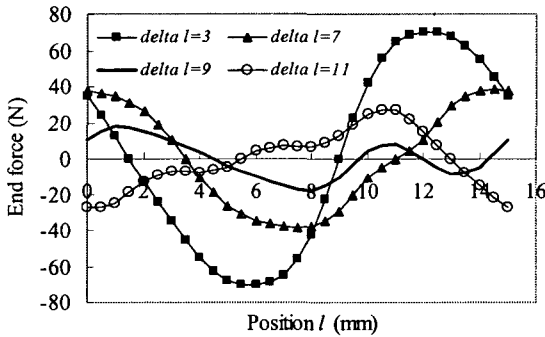
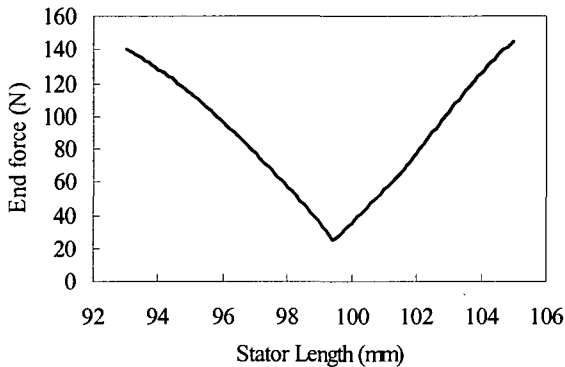


그림 11 전기자 길이조정 전후의 형상변화  
 Fig. 11 Shape comparison between before and after stator length optimization



(a) Δ에 따른 단부력



(b) 전기자 길이에 따른 단부력

그림 12 함수이동에 의한 계산결과  
 Fig. 12 Calculate results according to function shift

$f(l)$ 이 그림 10과 같이 비대칭이기 때문에  $\Delta l = \tau_p/2$ 에서 단부력이 최소가 되지 않게 된다. 본 모델에서는 그림 12 (b)에서와 같이  $\Delta l = 9.4(\text{mm})$ (전기자의 길이=99.4(mm))에서 최소값 25.5(N)을 가진다. 이 결과를 바탕으로 유한요소법을 이용하여  $8.8(\text{mm}) \leq \Delta l \leq 9.6(\text{mm})$  구간에서 정밀계산을 수행하였다. 그 결과  $\Delta l = 9.2(\text{mm})$ (전기자의 길이=99.2(mm))인 경우에 단부력은 28(N)으로 최소가 되었다. 따라서 본 논문에서는 전기자의 길이를 99.2(mm)로 정하였다. 그림 13는 전기자의 길이가 최적화된 형상을 나타내며, 그림 14는 기본모델과 이동자의 길이가 최적화된 모델에 대하여 전기자의 위치  $z$  (mm)에 따른 단부력을 비교하고 있다. 단부력은 기본모델의 137(N)에서 전기자 길이 최적화된 모델의 28(N)으로 변화하였으며, 이는 기본모델의 단부력에 비하여 80%정도 감소한 것이다.

3.3 챔퍼링에 의한 단부력 저감

단부력은 그림 3에 나타낸 바와 같이 전기자 양단의 밀면에서도 역시 발생한다. 따라서 단부력을 저감시키기 위해서는 전기자 양단의 밀면에 챔퍼링(Chamfering)을 설치할 수 있다[5]. 그림 15(a)는 전기자 양단에 챔퍼링을 주기 위하여 전기자의 길이를 최적화한 모델에서 좌우로 각각  $\tau_p/2$ 만큼 길게 한 형상을 나타내며, 그림 15(b)는 챔퍼링의 형상을 설계 변수( $x_1, x_2$ )로 표현한 것이다. 여기서 전기자의 길이를  $\tau_p$ 만큼 길게 한 이유는 챔퍼링을 위하여 전기자 길이를 좀더 길게 할 필요가 있는데, 전기자 길이에 따른 단부력의 최소값은  $\tau_p/2$ 를 주기로 반복되기 때문이다.

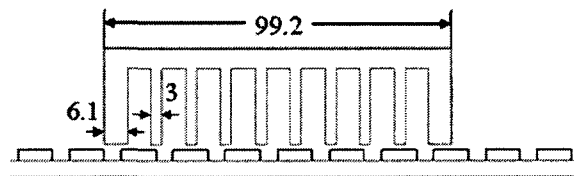


그림 13 전기자 길이가 최적화된 모델  
 Fig. 13 Stator length optimized model

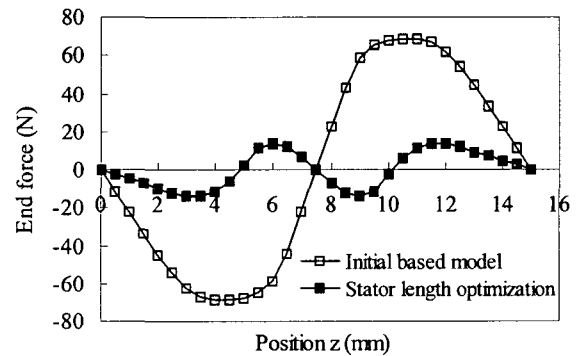
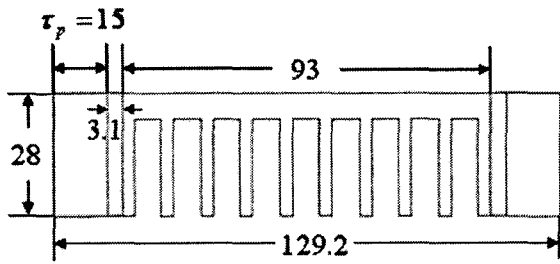
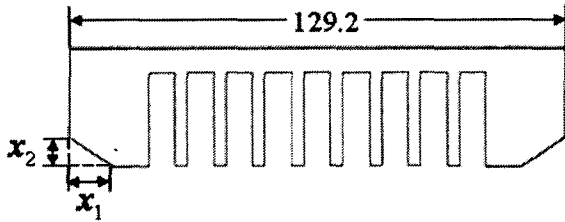


그림 14 전기자 길이 최적화 전후의 단부력  
 Fig. 14 End force comparison between before and after stator length optimization



(a) 챔퍼링 전의 모델



(b) 챔퍼링 후의 모델

그림 15 챔퍼링 전후의 모델

Fig. 15 Chamfering model

전기자 양단의 밀면에서 발생하는 단부력을 최소로 하는 설계변수 ( $x_1, x_2$ )를 찾기 위하여, 본 논문에서는 Multi-quadratic radial basis function을 이용하였다. Multiquadric radial basis function을 이용한 근사화법은 주어진 함수를 다음과 같이 근사화하는 것으로,

$$S(x) = \sum_{i=1}^N a_i \Phi(\|x - x_i\|) \quad (3)$$

$$\Phi(t) = (t^2 + c^2)^{1/2}, c \geq 0$$

여기서 N은 sampling point의 개수,  $x$ 는 설계변수 벡터,  $a_j$ 는 근사화 계수,  $\|\cdot\|$ 는 Euclidean norm이며, c는 형상 파라미터(shape parameter)이다[6]. 각각의 sampling point에 대하여 ( $x_i, f_i$ )가 주어지면, 식 (3)으로부터 식 (4)를 이용하여 계수  $a_j$ 를 계산 할 수 있다.

$$S(x_i) = f_i, i = 1, 2, \dots, N \quad (4)$$

또한 본 논문에서는 형상 파라미터 c를 계산하기 위하여 참고문헌[6]에서 제안된 Leave-one-out 방법과 (1+1) Evolution strategy를 이용하여 근사화 오차를 최소로 하는 형상 파라미터를 결정하였다.

표 2는 본 논문에서 ( $x_1, x_2$ )에 대하여 유한요소법을 이용하여 계산한 sampling point에 대한 단부력을 나타내며, 전체 30개의 sampling point를 이용하였다. 그림 16은 (1+1) Evolution strategy를 이용하여 최적의 형상 파라미터를 구하는 과정에서 계산된, 형상 파라미터 c의 변화에 따른 근사화 오차를 나타낸다. 이와 같은 과정을 통하여 최적의 형상 파라미터가 구해졌으며, 그 결과  $c=3.6987$ 로 하였다. 또한 표 3은 계산된 계수  $a_j$ 를 나타낸다.

표 2 유한요소법으로 계산한 표본점에서의 단부력  
Table 2 End force at sampling points using FEM

$x_2 \backslash x_1$	2.5	5.0	7.5	10.0	12.5
0.5	43.6038	36.2063	20.9334	14.4814	14.7739
1.5	66.7037	54.4005	12.9636	21.1943	20.5886
2.5	83.6430	71.1968	14.4728	37.4545	40.1700
3	89.9685	77.7623	15.6641	45.1672	47.7703
6	108.5646	103.7638	20.4695	74.7900	78.3457
9	114.9776	115.2737	22.9212	90.6057	95.6417

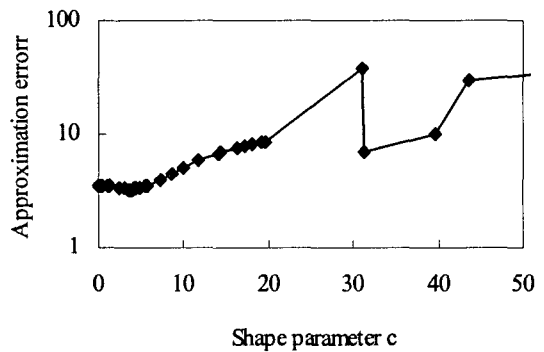


그림 16 형상 파라메타 c의 변화에 따른 근사화 오차  
Fig. 16 Approximation error with respect to variation of shape parameter c

표 3 근사화 계수

Table 3 Coefficient ( $a_j$ )

$x_2 \backslash x_1$	2.5	5.0	7.5	10.0	12.5
0.5	212.534	488.623	-1175.15	532.101	-1163.44
1.5	-637.432	-756.259	2635.363	-935.218	3522.511
2.5	921.782	675.489	-3616.29	1184.659	-5715.24
3	-507.956	-457.122	2284.129	-855.327	3475.676
6	90.102	-152.106	122.072	-105.231	-84.114
9	98.141	-350.232	482.863	-325.497	112.176

설계변수 ( $x_1, x_2$ )의 변화에 따른 단부력을 multiquadric radial basis function을 이용하여 근사화한 함수를 그림 17에 나타내었고, 단부력을 최소로 하는 설계변수 ( $x_1, x_2$ )를 찾기 위하여 (1+1) evolution strategy를 이용하였으며, 그 결과 단부력을 최소로 하는 설계변수 ( $x_1=7.9\text{mm}, x_2=1.5\text{mm}$ )가 구해졌다. 그림 18은 최적화된 모델의 형상을 나타내며, 그림 19는 챔퍼링을 실시한 최적화 전후의 단부력을 비교한 것이다. 단부력은 챔퍼링을 실시하기 전 28(N)에서 9(N)으로 감소하였으며, 이것은 기본모델에서의 디텐트력과 비교하면 7%로 감소한 것이다.

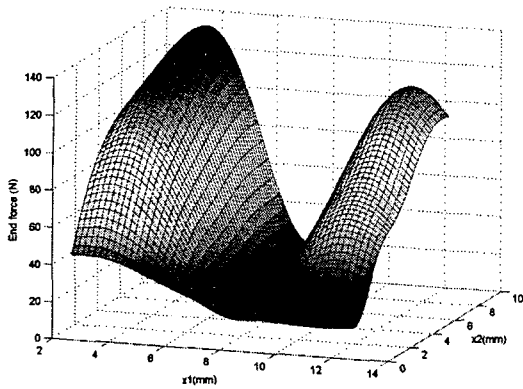


그림 17 설계변수 ( $x_1, x_2$ ) 변화에 따른 단부력  
 Fig. 17 End force with respect to variation of  $x_1, x_2$

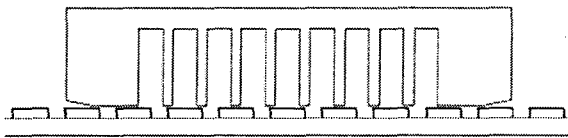


그림 18 전기자 길이 및 챔퍼링 최적화된 모델  
 Fig. 18 Stator length and chamfering optimized model

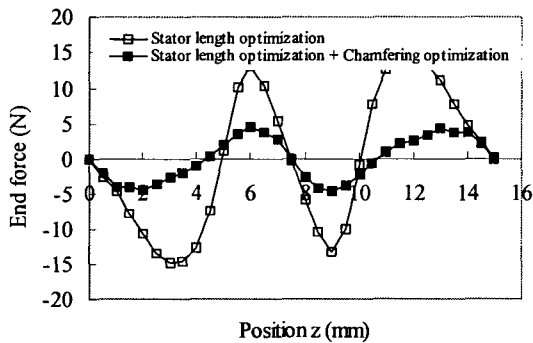


그림 19 챔퍼링 전후의 단부력 비교  
 Fig. 19 End force comparison between before and after chamfering

#### 4. 결 론

본 논문에서는 단 1차형 선형 동기전동기의 디텐트력을 코깅력과 단부력으로 구분하고, 단부력을 저감함으로써 전체 디텐트력이 충분히 저감됨을 보였다. 단부력을 저감시키기 위하여 본 논문에서는 전기자의 길이조정 및 챔퍼링을 이용하였다. 전기자의 길이조정은 한쪽 단부에서 발생하는 단부력을 토대로 하여 수식화 함으로써 전체적인 최적화 수행 시간을 대폭 절감 하였고, 또한 그 계산결과가 유한요소법을 이용한 결과와 잘 일치함을 보였다. 챔퍼링은 유한요소법과 Multiquadric radial basis function 근사화 및 진화전략 알고리즘을 사용하여 최적의 설계변수를 찾았다. 전기자의 길이 조정과 챔퍼링을 통하여 최적화된 모델의 디텐트력은 기본모

델에 비하여 7%로 저감되었다. 추후 디텐트력의 다른 한 요소인 코깅력을 저감하는 방법을 연구하여 최종적으로 디텐트력을 최소화해야 할 것이다.

#### 감사의 글

본 논문은 2005년도 충북대학교 학술연구지원사업의 연구비지원에 의하여 연구되었음.

#### 참 고 문 헌

- [1] 정인성, "개선된 수치해석 기법을 이용한 영구자석형 선형 동기전동기의 특성해석", 한양대학교 박사학위논문, 1999. 12
- [2] K. Makiuchi, "Driving Characteristics of Cylindrical Linear Synchronous Motor", Sanyo Denki Technical Report No.8 November. 1999
- [3] 최호용, "제작성을 고려한 철심형 선형 전동기의 디텐트력 저감", 대한전기학회 EMECS학회 추계학술대회 논문집, pp. 30 - 32, 2002. 11
- [4] Masaya Inoue, "An Approach to a Suitable Stator Length for Minimizing the Detent Force of Permanent Magnet Linear Synchronous Motors", IEEE Trans. on Magn., vol.36, no. 4, pp. 1890 - 1893, 2000. 7
- [5] T. Yoshimura, "Analysis of the Reduction of Detent Force in a Permanent Magnet Linear Synchronous Motor", IEEE Trans. on Magn., vol.31, no. 6, pp. 3728 - 3730, 1995
- [6] Shmuel Rippa, "An algorithm for selecting a good value for the parameter c in radial basis function interpolation", Advances in Computational Mathematics, pp. 193 - 210, 1999
- [7] Piergiorgio Alotto, "A 'Design of Experiment' and Statistical Approach to Enhance the 'Generalized Response Surface' Method in the Optimization of Multimimima Problems", IEEE Trans. on Magn., no. 2, pp. 1896 - 1899, 1997. 3
- [8] Piergiorgio Alotto, "A Multiquadrics-based Algorithm for the Acceleration of Simulated Annealing Optimization Procedures", IEEE Trans. on Magn., no. 3, pp. 1198 - 1201, 1996. 5
- [9] 고창섭, 한송엽, 이기식 "경계요소법을 이용한 보이스코일 모터의 형상최적설계", 대한전기학회 논문지, Vol.44, no. 3. pp. 274 - 278, 1995. 3
- [10] A. Gottvald, "Global Optimization Methods for Computational Electromagnetics", IEEE Trans. on Magn., Vol. 28, no. 2, pp. 1537, 1992. 3

## 저 자 소 개



### 이 중 진 (李 鍾 鎭)

1977년 12월 28일생. 2004년 충북대학교 전기공학과 졸업. 2004년~현재 동대학원 전기공학전공 석사과정.

Tel : 043-274-2426

Fax : 043-274-2426

E-mail : jjlee@chungbuk.ac.kr



### 연 승 환 (延 承 桓)

1978년 4월 16일생. 2005년 충북대학교 전기공학과 졸업. 2005년~현재 동대학원 전기공학전공 석사과정.

Tel : 043-274-2426

Fax : 043-274-2426

E-mail : whan0416@chungbuk.ac.kr



### 고 창 섭 (高 彰 燮)

1986년 서울대학교 전기공학과 졸업 (학사). 1988년 서울대학교 대학원 전기공학과 졸업(석사). 1992년 서울대학교 대학원 전기공학과 졸업(공학박). 1993~1994년 미국 Florida International University 전기및컴퓨터 공학과 박사 후 연구원. 1994~1996년 삼성전기(주) 종합연구소 선임연구원. 2003년 2월 - 2004년 1월 미국 Texas A&M University, 전기및컴퓨터공학과 객원 교수, 1996~현재 충북대학교 전기전자 컴퓨터 공학부 교수.

Tel : 043-261-2426 Fax : 043-274-2426

E-mail : Kohcs@chungbuk.ac.kr