

Detent Force Minimization Techniques in Permanent Magnet Linear Synchronous Motor

林 起 彩* · 禹 峻 權** · 洪 正 杓*** · 金 奎 卓§

(Ki-Chae Lim · Joon-Keun Woo · Jung-Pyo Hong · Gyu-Tak Kim)

Abstract - Detent force develops generally undesirable effect that contributes to the output ripple of machine, vibration and noise. This paper proposes detent force minimization techniques for a Permanent Magnet Linear Synchronous Motor(PMLSM). In addition, thrust according to each minimization technique is estimated to observe the change of machine performance.

A two-dimensional Finite Element Method is used to predict detent force and thrust due to structural factors and non-linearity. And moving node technique for geometric models is proposed to reduce modeling time and efforts.

Key Words :Detent force, Finite Element Method(FEM), PMLSM, Moving node technique

1. 서 론

영구자석 선형 동기전동기(PMLSM)는 선형 유도전동기에 비해 개루프 제어성능이 떨어지고 높은 제조 비용이 든다는 단점이 있으나 계자원을 영구자석으로 대체한 간단한 구조를 가지므로 상대적으로 효율, 추력/중량비 및 에너지 밀도가 높고 고속화가 가능한 이점을 가지고 있다[1-4]. 특히, 최근의 에너지 밀도가 높은 자석 재료의 개발과 전력전자 기술 및 디지털 제어기술의 진보와 함께 직접적인 직선 추진력을 필요로 하는 정밀제어 시스템에 널리 응용되고 있다[1-4].

PMLSM은 기본적으로 회전형 영구자석형 동기전동기와 구조 및 구동원리가 동일하나 상대적으로 큰 공극을 가지며 회전을 펼쳐 놓은 유한한 길이를 가진다. 따라서, 가동자의 이동 범위가 제한될 뿐만 아니라 회전기에서는 존재치 않는 수직력 및 단부효과가 존재하므로 설계시 이러한 성분들을 고려해야 한다. 특히, 영구자석형 회전기에서의 코깅토크(cogging torque)와 같이 영구자석과 슬롯의 상대적인 위치 변화에 따른 디텐트력(detent force)이 존재하며 이는 전동기 구동시 발생추력의 맥동으로 작용하여 기기의 소음 및 진동을 유발할 뿐만 아니라 기기의 제어성능을 저하시키며 특히 정지상태에서의 정밀 위치제어를 어렵게 하는 요인으로 작용하기 때문에 이를 최소화하는 설계가 요구된다[3,4].

PMLSM의 디텐트력 저감을 위한 방법으로 영구자석 자극 폭 조절법[1-6], 영구자석의 형상 변화법[7,8], 영구자석의 위치 조절법[2,3,9,10], 전기자나 영구자석에 스큐를 주는 방법

[11] 및 반폐슬롯을 이용하는 방법[3] 등을 들 수 있으며 이러한 방법들을 적용하는 경우 기기의 제반 특성 변화에 대한 면밀한 검토가 요구되고 있으며 이에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다.

일반적으로 전기기기의 특성해석 방법으로는 크게 이론해석법과 수치해석법으로 나눌 수 있다. 이론해석법은 빠른 해석 시간과 제반 설계 변수의 변화에 따른 해석모델의 특성 변화를 쉽게 파악할 수 있으며, 수치해석법의 경우 해석모델에 대한 해석 결과의 정밀도가 높고 비선형 특성 및 복잡한 형상 해석이 가능하다. 현재는 수치해석법과 이론해석법의 상호 장점을 결합한 해석기법에 대한 연구도 활발히 진행되고 있다.

본 논문에서는 기하학적 구조 변화와 국부적인 포화에 의한 비선형 특성을 고려할 수 있는 유한요소법을 이용하여 PMLSM의 디텐트력 및 이에 따른 특성 변화에 대한 해석 및 실험을 행하였다. 그리고, 기하학적인 설계변수의 변화에 따른 각각의 전처리 작업을 요하는 유한요소법의 단점을 보완하기 위해 전처리 단계의 해석모델에 대하여 절점이동 기법을 적용하여 전처리 작업을 단순화하였다.

2. 해석기법

본 논문은 PMLSM의 특성해석을 위해서 재질의 비선형성과 복잡한 형상을 고려할 수 있는 유한요소법을 이용하였으며 설계변수에 따른 모델링 시간을 단축하기 위해 전처리 모델에 대한 절점이동 기법을 도입하였다.

2.1 유한요소법

영구자석을 포함하는 해석대상의 자기벡터포텐셜 A 를 계

* 正 會 員 : 昌 原 大 電 氣 工 學 科 博 士 課 程

** 準 會 員 : 昌 原 大 電 氣 工 學 科 碩 士 課 程

*** 正 會 員 : 昌 原 大 電 氣 工 學 科 助 教 授 · 工 博

§ 正 會 員 : 昌 原 大 電 氣 工 學 科 副 教 授 · 工 博

接受日字 : 2000年 8月 25日

最終完了 : 2000年 11月 1日

변수로 하는 지배방정식은 맥스웰 방정식으로부터 식 (1)로 정의된다.

$$\nabla \times \left(\frac{1}{\mu} \nabla \times \vec{A} \right) = \vec{J}_0 + \nabla \times \frac{1}{\mu_r} \vec{M}_r \quad (1)$$

여기서, \vec{J}_0 는 입력전류밀도, \vec{M}_r 은 영구자석의 잔류 자화량, μ 는 투자율, μ_r 은 영구자석의 비투자율이다.

식 (1)을 2차원 유한요소해석을 위한 지배방정식으로 다시 쓰면 식 (2)와 같다.

$$-\frac{1}{\mu} \left(\frac{\partial^2 A}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A}{\partial y^2} \right) = J_0 + J_m \quad (2)$$

여기서, A , J_0 , J_m 은 z방향 성분 벡터를 의미하며 J_m 은 영구자석에 의한 등가자화전류밀도이다.

2.2. 모델 절점이동 기법

유한요소법은 복잡한 형상과 재질의 비선형성을 고려할 수 있는 특징이 있으나 기기의 설계치수의 변화에 따른 특성을 해석하고자 하는 경우 해석모델의 치수변화에 따른 각각의 모델링 및 재질 정수 입력 및 요소분할 등의 전처리 작업을 다시 해주어야 하기 때문에 특성해석에 많은 시간과 노력이 필요하다. 이러한 단점을 보완하기 위하여 요소분할 데이터를 이용한 절점이동 기법이 제안된 바 있다[2]. 요소분할 데이터를 이용한 절점이동 기법은 간단한 치수의 변화에 대한 모델링에는 매우 효과적이거나 절점의 이동으로 인한 요소의 변형이 발생하고 다소 복잡한 모델에 대하여 적용이 어렵다는 단점이 있다. 따라서, 본 논문에서는 요소분할 후의 절점이동이 아닌 초기 모델링 데이터의 이동(절점, 선) 후 요소분할을 통하여 각각의 설계변수 변화에 따른 전처리 데이터를 자동으로 생성하도록 하였다.

그림 1은 초기 모델 절점이동 기법을 이용한 슬롯 형상 변화 및 영구자석 폭 조정의 예를 보여주고 있으며 이러한 초기 모델의 형상 변경을 행한 후에는 각각의 설계변수 변화에 따른 재 요소분할이 요구된다.

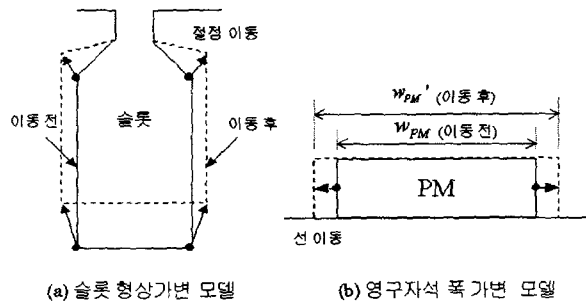


그림 1 모델절점 이동기법에 의한 치수 변경
Fig. 1 Change of dimension using moving node model method.

그림 2는 모델 절점 이동기법에 의한 PMLSM의 특성해석 과정을 나타내고 있다.

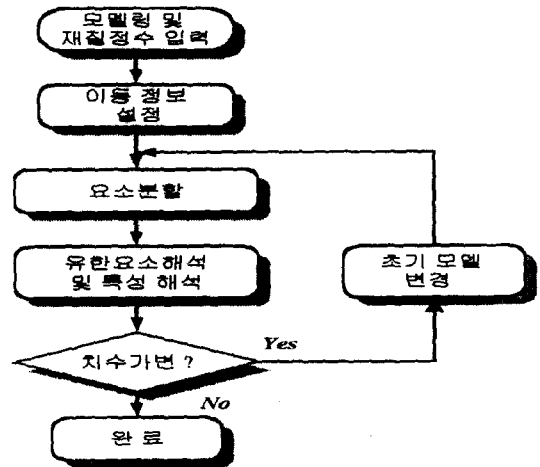


그림 2 모델 절점이동 기법에 의한 특성해석
Fig. 2 Characteristic analysis using moving model node method.

3. PMLSM의 구조에 따른 특성

그림 3과 표 1은 PMLSM의 특성해석을 위한 기본 해석모델의 개략적인 치수와 재원을 나타내고 있다.

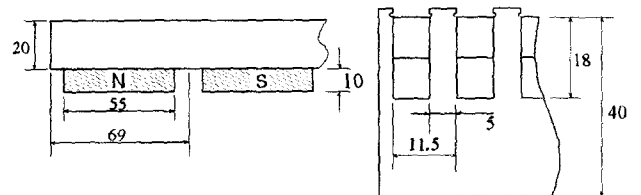


그림 3 해석모델의 개략적인 치수
Fig. 3 Outline dimension of analysis model

표 1 해석모델의 재원
Table 1 Specification of analysis model

구분	항목	기호	값(단위)
고정자 (1차축)	극간격	τ	69 (mm)
	슬롯피치	τ_s	11.5 (mm)
	슬롯폭	w_s	6.5 (mm)
	정격전류	I	3 (A)
	매극대상당 슬롯수	q	2
영구자석 (가동자)	높이	h	10 (mm)
	폭	w_{PM}	55 (mm)
	재질		Nd-Fe-B
공극	잔류자속도	B_r	1.12 (T)
	기계적 공극	g_m	5 (mm)

PMLSM은 고정자와 가동자의 구조에 따라 단1차형(short primary type)과 단2차형(short secondary type)으로 나누어지며 그림 4와 5에 가동자 구조에 따른 PMLSM의 구조와 FEM 해석결과(자속 분포)를 나타내었다. 본 논문에서는 PMLSM의 디텐트력 저감법이 추력에 미치는 영향의 정확한 평가를 위하여, 먼저 가동자 구조에 따른 PMLSM의 추력 특성의 검토를 행하였다.

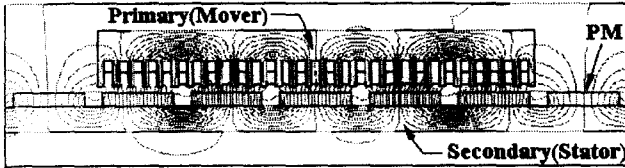


그림 4 단1차형 PMLSM의 구조 및 자속 분포
 Fig. 4 Basic structure and flux distribution in short primary type PMLSM

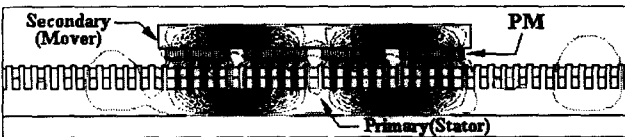


그림 5 단2차형 PMLSM의 구조 및 자속 분포
 Fig. 5 Basic structure and flux distribution in short secondary type PMLSM

일반적으로 PMLSM의 해석은 계산 시간이나 해석상의 편의를 위해서 1극만을 취하여 주기모델로 해석하는 경우가 대부분이나 단1차형 PMLSM과 같이 가동부 끝단과 영구자석 사이에서 발생하는 힘이 큰 경우 정확한 특성해석을 위해서는 전체 모델 해석이 요구된다.

그림 6은 단1차형 PMLSM의 변위에 따른 힘을 나타낸 것으로 단1차형 PMLSM의 추력은 전자기력(Electromagnetic force : 이하 EM force)과 1차축 슬롯과 영구자석 사이에 작용하는 디텐트력 뿐만 아니라 1차축 철심 단부와 영구자석 사이에 작용하는 힘(이하 End force)으로 나타난다. 영구자석의 자속에 의해 철심 단부에 작용하는 End force는 회전형 돌극기의 릴럭턴스 토크와 같은 양상을 가지며 동기속도 운전시에는 슬롯과 영구자석에 의한 디텐트력 보다 상대적으로 큰 추력의 리플로 작용함으로써 PMLSM의 위치정밀도 및 속도 제어에 큰 영향을 준다.

그림 7은 단2차형 PMLSM의 변위에 따른 힘으로 변위에 따른 추력은 주로 전자기력과 디텐트력으로 나타나며 2차축 전류에 의해 가동자 단부가 받는 힘은 입력전류가 작을 때 무시할 수 있다. 따라서, 단2차형 PMLSM의 경우 주기조건 해석이 적용될 수 있다.

그림 6, 7의 결과에서 영구자석과 슬롯에 의한 디텐트력은 가동자 구조와 관계없이 동일하며 단1차형 PMLSM의 경우 전체 발생력은 단2차형의 해석결과에 가동자 End force를 고려함으로써 쉽게 계산될 수 있다. 따라서, 본 논문에서는 단2차형 PMLSM을 대상으로 하여 PMLSM의 제어특성 개선을

위한 디텐트력 저감법과 이에 따른 특성 변화에 대한 해석을 행하였다.

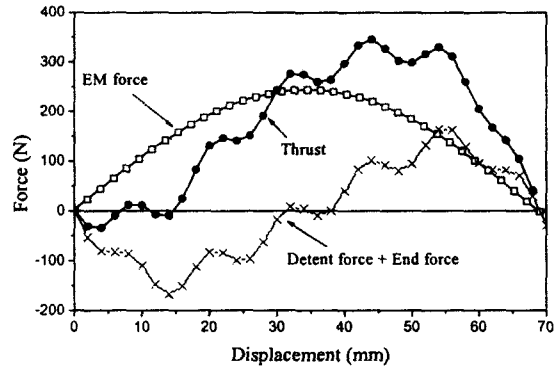


그림 6 단1차형 PMLSM의 변위에 따른 발생력
 Fig. 6 Thrust by change of displacement in short primary type PMLSM

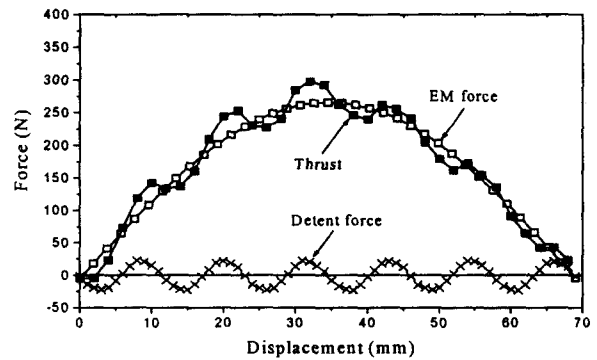


그림 7 단2차형 PMLSM의 변위에 따른 발생력
 Fig. 7 Thrust by change of displacement in short secondary type PMLSM

4. PMLSM의 디텐트력 저감 기법

디텐트력은 영구자석과 슬롯구조에 기인한 공극 고조파 성분의 증가에 의한 것으로 회전기에서의 코깅토크와 동일한 특성을 가진다. 따라서, 회전기에서 적용되었던 많은 연구들이 직선기에 그대로 적용될 수 있다. 먼저 디텐트력 저감을 위해 영구자석의 잔류자속 밀도를 조절하여 공극 자속의 양을 줄이는 방법을 들 수 있으나 이는 발생 추력의 저하를 가져오며 디텐트력의 크기에만 영향을 줄뿐 근본적인 저감책은 될 수 없다. 일반적으로 디텐트력 저감을 위해서 공극 자속의 고조파 성분을 줄여 주는 방법이 보편화되어 있으며 이러한 방법으로 영구자석의 형상을 변화시키는 방법, 분할 영구자석을 이용하는 방법, 전기자나 영구자석에 스류를 주는 방법, 슬롯 형상을 조절하는 방법(반폐슬롯), 영구자석 폭 조절법 그리고 영구자석 배치법 등을 들 수 있다.

본 논문에서는 영구자석의 폭과 두께의 조절, 영구자석의 배치 그리고 반폐슬롯에 의한 디텐트력 저감법을 이용하여 PMLSM의 특성해석을 행하였다.

4.1. 영구자석 두께에 의한 디텐트력

그림 8은 PMLSM의 영구자석의 두께를 조절하는 경우 디텐트력과 자기력의 최대치를 나타내고 있다

기본 해석모델의 영구자석 높이는 10(mm)로 이때의 디텐트력의 감소량에 비하여 자기력의 저하가 뚜렷이 나타나고 있다. 따라서, 전기자 전류에 의한 영구자석의 감자 고려및 요구 추력을 만족시키기 위해서는 자석의 두께 선정 범위가 극히 제한되기 때문에 디텐트력 저감을 위한 적절한 방법은 될 수 없다.

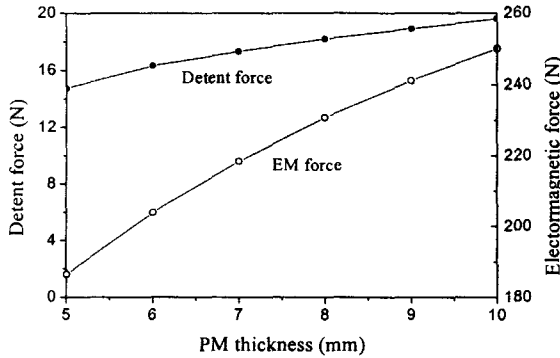


그림 8 영구자석 두께에 따른 디텐트력/전자기력
Fig. 8 Detent force/EM force according to PM thickness

4.2 영구자석폭에 의한 디텐트력

PMLSM의 디텐트력은 영구자석의 폭과 1차측 슬롯 피치에 의존하여 크게 변한다. 따라서, 슬롯피치에 대한 영구자석 폭을 적절히 조절함으로써 디텐트력의 기본과 성분을 효과적으로 제거할 수 있다.

그림 9는 일정 슬롯피치에 대한 영구자석의 폭을 조절하는 경우 디텐트력과 자기력의 최대치에 대한 변화를 나타내고 있다.

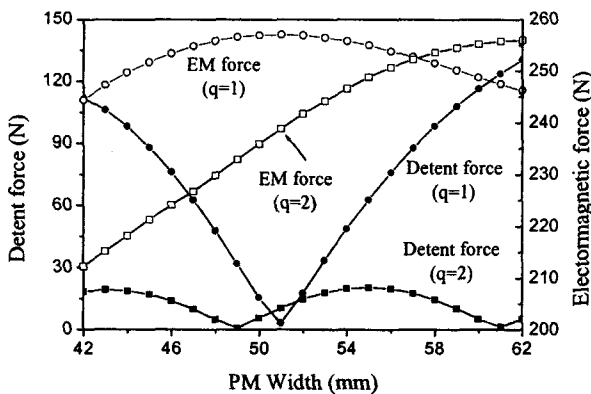


그림 9 영구자석 폭에 따른 디텐트력/전자기력
Fig. 9 Detent force/EM force according to PM width

매극매상당 슬롯수 q가 1인 경우 슬롯피치는 τ/mq 로 23(mm)이며 q가 2인 경우는 11.5(mm)의 슬롯피치를 가진다. 여기서, q에 따른 해석모델은 슬롯피치와 슬롯수가 다른 뿐 동일한 재원을 가진다. q가 1인 경우 영구자석 폭 51(mm)부근에서 디텐트력은 최소값을 가지며 전자기력은 최대가 된다. q가 2인 경우는 영구자석 폭이 증가함에 따라 자기력은 다소 증가하나 누설 자속의 증가로 인해 포화현상을 보이고 있다. 일반적으로 PMLSM의 디텐트력을 최소화하기 위한 일정 슬롯피치 τ_s 에 대한 영구자석 폭은 정수 n에 대하여 다음식 $(n + 0.25) \cdot \tau_s$ 을 만족한다[2]. 해석결과는 제시된 조건과 1% 이하의 차이를 보이고 있으며 이는 해석시 철심 재질의 비선형 특성을 고려하였기 때문이라 사료된다

4.3 영구자석 배치에 의한 디텐트력

PMLSM의 디텐트력은 슬롯피치에 대하여 주기성을 가지고 있으므로 푸리에 급수에 의하여 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$F_d(x) = p \cdot F_{d, pole}(x) = p \sum_{n=1}^{\infty} a_n \sin(n \frac{2\pi}{\tau_s} x) \quad (3)$$

단, $F_{d, pole}(x)$ 은 1극에 의해 발생하는 디텐트력이고 p는 극수를 나타낸다.

이러한 디텐트력을 최소화시키기 위해서는 디텐트력의 대부분을 차지하는 기본과 항을 제거하면 된다. 따라서, 동일 자속의 통로가 되는 2극에 대하여 서로 디텐트력이 상쇄되도록 영구자석을 배치하는 경우를 생각할 수 있다. 따라서, 식 (3)은 다음으로 표현되므로 이상적인 경우 디텐트력은 '0'이 된다.

$$F_d(x) = \frac{p}{2} \cdot \left\{ F_{d, pole}(x) + F_{d, pole}(x + \frac{\tau_s}{2}) \right\} = p \cdot \sum_{n=2,4,6}^{\infty} a_n \sin(n \frac{2\pi}{\tau_s} x) \quad (4)$$

그림 10은 영구자석 배치에 의한 디텐트력 저감 기법의 기본 개념을 보이고 있다. 그림과 같이 A극 영구자석은 기본 배치(이동하지 않음)를 따르고 B극 영구자석의 위치를 $0.5\tau_s$ 만큼 이동시켜 디텐트력의 기본과 성분을 제거함으로써 디텐트력 저감이 가능하다.

그림 11은 영구자석 폭이 55(mm)이고 q는 2인 경우 변위에 따른 디텐트력 분포를 나타내고 있다. 여기서, "Base"는 기본 모델을 나타내며 "Arranged PM"은 영구자석 배치법에 의한 모델을 나타낸다. 결과로부터 영구자석 배치법에 의한 디텐트력은 N, S극의 영구자석이 가깝게 배치된 곳에서의 누설 자속의 증가로 실제 '0'이 되지 않는지만 기본 모델의 4% 정도로 큰 저감 효과를 보이며, 전자기력의 최대치는 245(N)으로 기본모델에 비하여 2%가량 감소하여 q가 2인 경우 디텐트력 저감을 위한 매우 효과적인 방법이다.

그림 12는 영구자석 폭이 55(mm)이고 q가 1인 경우의 디텐트력 분포로 "Normal" 모델은 영구자석을 이동시키지 않은

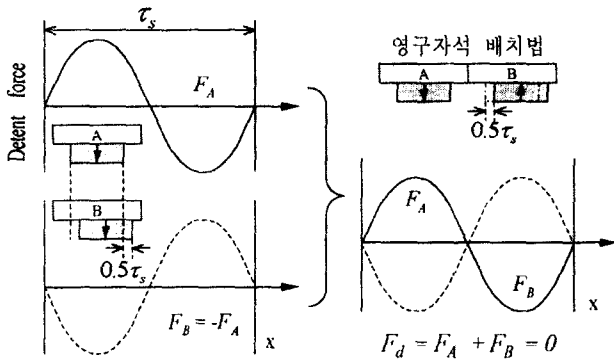


그림 10 영구자석 배치에 의한 디텐트력 저감
Fig. 10 Reduction of detent force by PM arrangement

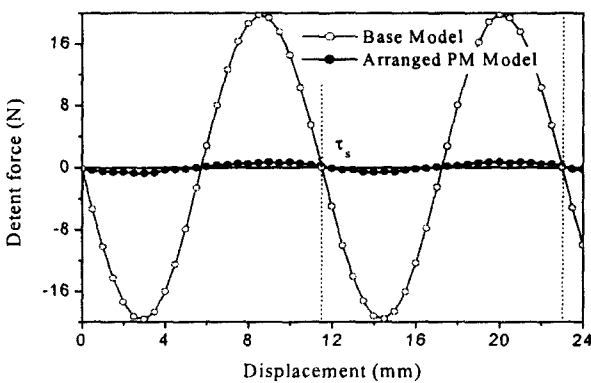


그림 11 영구자석 배치법에 의한 디텐트력 (q=2)
Fig. 11 Detent force by PM arrangement method (q=2)

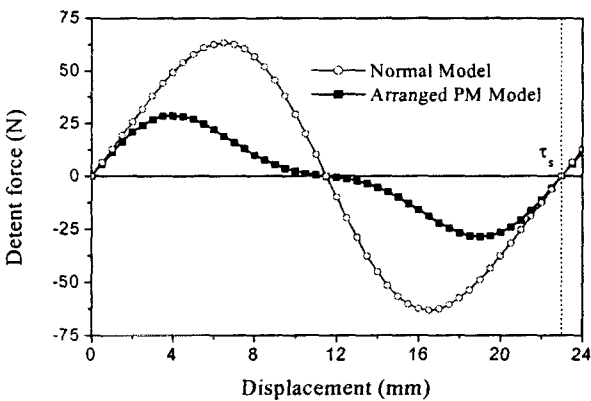


그림 12 영구자석 배치법에 의한 디텐트력 (q=1)
Fig. 12 Detent force by PM arrangement method (q=1)

경우를 의미한다.

그림 12의 결과에서 영구자석의 배치법에 의한 디텐트력은 기본 배치법에 비하여 약 1/2정도의 감소를 보이나 q가 2인 경우에 비하여 그다지 큰 저감 효과를 거두지 못함을 알 수

있다. 이것은 q가 1인 경우 영구자석 배치에 의해 N, S극 디텐트력의 위상차가 180도가 되도록 하기 위해서는 q가 2인 경우보다 2배의 위치 이동이 이루어져야 한다. 이러한 위치 이동 거리의 증가는 N, S극간의 누설 자속의 증가는 물론, 자기 회로의 불평형(공극 공간 고조파 증가)이 가중되기 때문이다.

4.4. 반폐슬롯에 의한 디텐트력

반폐 슬롯에 의한 디텐트력의 영향을 보기 위해 앞서 제시된 기본 모델에 반폐 슬롯을 추가하였으며 동일한 전기적 사양을 만족하기 위해 전류 도체의 면적이 동일하도록 모델링하였다. 그림 13은 반폐 슬롯 모델의 기본 구조 및 각 부의 치수를 나타내고 있다.

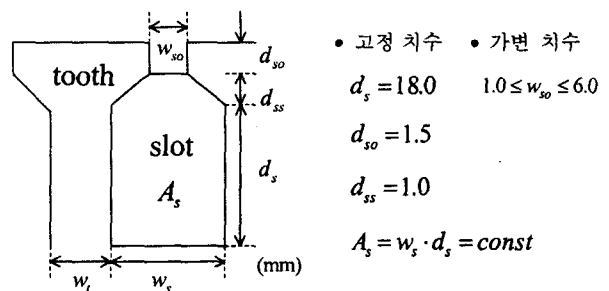


그림 13 반폐 슬롯 모델과 기본 치수
Fig. 13 Semi-closed slot model and their basic dimension

4.4.1. 슬롯 개구폭의 조정

슬롯 개구폭(w_{so})의 변화는 슬롯에 의한 공극자속밀도의 슬롯 고조파 성분에 영향을 줌으로써 디텐트력의 크기를 감소시킬 수 있다.

그림 14는 슬롯 개구폭을 권선 두께를 고려하여 1에서 6(mm)로 변화시키는 경우 디텐트력과 전자기력의 최대치에 대한 해석 결과를 보인 것이다.

슬롯 개구폭의 증가는 공극자속에 대한 슬롯 고조파의 영향을 증가시켜 디텐트력의 증가를 가져오며 실효 공극의 증가로 인하여 전자기력은 다소 감소한다. 반면에 슬롯 개구폭이 줄어드는 경우 디텐트력은 크게 감소하고 전자기력은 증가하나 1차측 전류에 의한 누설 자속의 증가로 인하여 포화 현상이 일어난다.

4.4.2. 치폭(슬롯폭)의 조정

치폭의 변화는 재료의 비선형 포화특성을 무시한다면 디텐트력에 영향을 미치지 않는다. 그러나, 반폐 슬롯의 경우 오픈 슬롯 보다 국부적인 포화현상이 크게 나타나므로 적절한 치폭을 선정하여야만 디텐트력의 영향을 줄일 수 있다. 그림 15는 치폭을 4.5에서 7.5(mm)로 가변하는 경우의 디텐트력의 최대치를 나타내고 있으며 치폭 변화에 따라 슬롯 깊이를 적절히 조절하여 치폭에 관계없이 동일한 기자력을 가지도록

하였다.

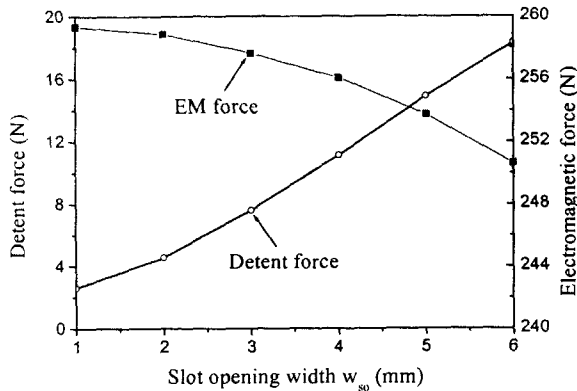


그림 14 슬롯 개구폭에 따른 디텐트력/전자기력
Fig. 14 Detent force/EM force according to slot opening width

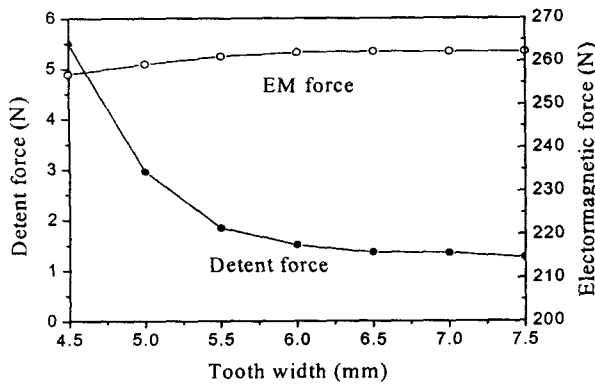


그림 15 치폭에 따른 디텐트력 및 전자기력
Fig. 15 Detent force and EM force according to teeth width

결과로부터 치폭이 작아 포화가 발생하는 경우 디텐트력은 큰 값으로 상승하며 치폭이 증가함에 따라 디텐트력은 감소하고 전자기력은 증가한다.

5. 실험 및 검토

5.1 특성 실험

그림 16은 PMLSM 시험기의 구조와 발생력 측정을 위한 측정장치를 보여주고 있다.

그림에서 가동자의 기구부 전면에 평판을 부착하고 이 평판과 고정자의 단부의 방지턱을 긴 나사로 고정시키고 가동자와 고정자의 사이에 로드셀을 설치하여 힘을 측정하였다. 변위에 따른 정추력 측정은 3상 전류의 임의의 순시치 전류를 직류로 인가하고, 이때 이동조절나사를 조절하여 미소구간 이동시 추력을 측정하였다. 디텐트력은 고정자 권선을 여자시키지 않고 가동자부만 이동시키면서 로드셀로 측정하였다.

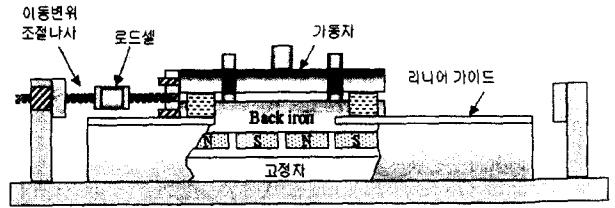


그림 16 시험기 및 측정장치의 구조
Fig. 16 Structure of test motor and measurement system

그림 17은 영구자석 폭이 55(mm)인 단2차형 PMLSM의 디텐트력의 유한요소 해석 및 실험 결과를 나타낸 것이다. 그림 17의 디텐트력에서 실험치와 해석치의 차이는 실험에서 사용된 로드셀과 실험 장치 사이의 기계적인 불안정으로 인하여 특정방향으로의 편차와 함께 실험적인 오차가 발생하였기 때문이다. 특히, 영구자석 폭의 조절이나 적절한 배치에 의하여 디텐트력을 최소화하는 경우 디텐트력은 로드셀과 측정구조의 기계적인 커플링 문제와 디텐트력의 절대값 자체가 미소한 값을 가지기 때문에 실험에 의하여 만족할 만한 결과를 얻을 수 없었다. 그림 18은 전류가 인가되는 경우 위치에 따른 추력에 대한 해석 및 실험치를 나타낸 것으로 영구자석 배치법에 의한 추력 측정 결과로부터 디텐트력에 의한 추력 리플이 현저하게 감소하였음을 확인할 수 있다.

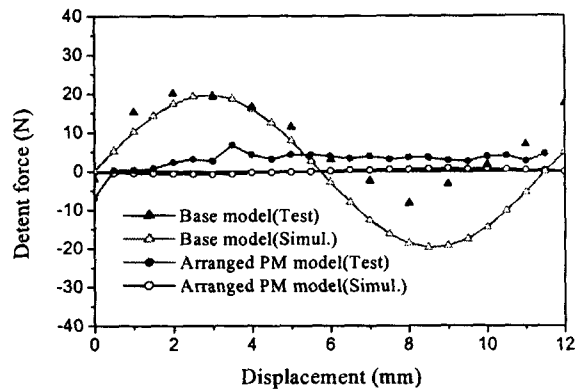


그림 17 PMLSM의 디텐트력 특성 해석치/실험치
Fig. 17 Detent force characteristics of PMLSM

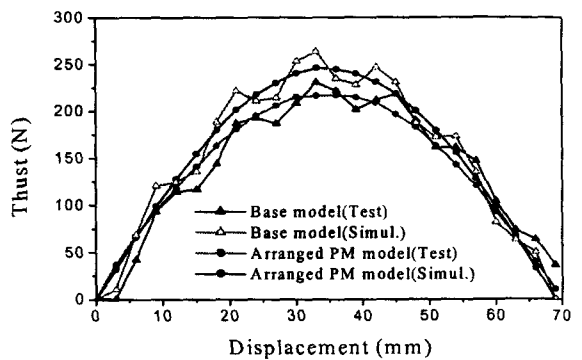
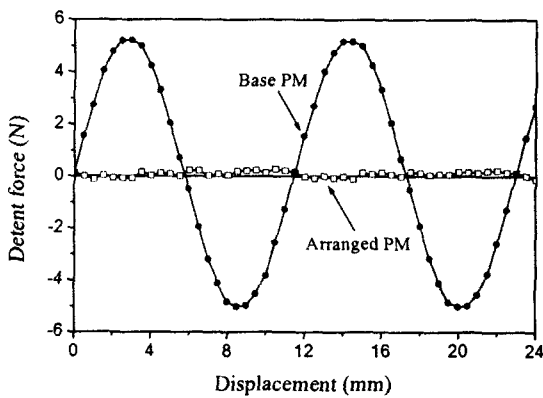


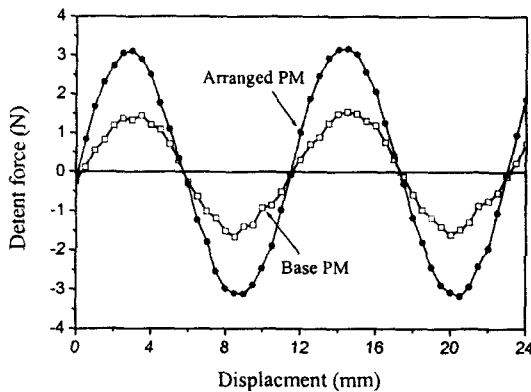
그림 18 PMLSM의 추력특성 해석치/실험치
Fig. 18 Thrust characteristics of PMLSM

5.2 디텐트력 저감법의 혼용시 특성해석

본 논문에서는 디텐트력을 줄이기 위하여 영구자석 두께 및 폭조절법, 영구자석 배치법 그리고 반폐 슬롯에 대한 해석을 행하였으며 이러한 디텐트력 저감 방법들을 독립적으로 사용함으로써 디텐트력을 크게 줄일 수 있음을 확인하였다. 다음은 앞서 언급된 디텐트력 저감법들을 동시에 적용하는 경우의 디텐트력 저감에 대한 해석결과이다. 그림 19는 q가 2인 경우, 그림 9에서 알 수 있는 바와 같이 디텐트력이 최소화되는 영구자석 폭은 48.87, 60.37(mm)이다. 따라서, 디텐트력이 최소화되는 두 자극폭에 대하여 한국의 자극을 $0.5 r_s$ 만큼 이동 배치시키는 혼합적용을 행한 경우의 디텐트력의 해석 결과이다. 영구자석의 폭을 48.87, 60.37 (mm)으로 하면 디텐트력은 이론적으로 0이 되지만, 이러한 크기로 영구자석은 제작이 어렵기 때문에 48, 61(mm)로 영구자석의 폭을 설정하였다. 즉, 영구자석의 제작 과정에서 불가피하게 발생하는 다소의 디텐트력은 영구자석배치를 달리하여 최소화시키고자 하였다. 여기서, 영구자석을 기본 배치하는 경우를 "Base PM", $0.5 r_s$ 만큼 이동 배치시킨 경우를 "Arranged PM"이라 명명하였다



(a) 영구자석 폭 48(mm)



(b) 영구자석 폭 61(mm)

그림 19 영구자석 폭 조절 및 배치법
Fig. 19 PM width adjustment and arrangement method

영구자석 폭이 48(mm)인 경우 기본 배치시 디텐트력은 약 5.2(N)의 최대치를 가지며 영구자석 배치법을 병행함으로써 0.5(N) 이하로 대폭 저감시킬 수 있음을 알 수 있다. 그러나, 영구자석 폭이 61(mm)인 경우 영구자석 배치법을 행한 해석은 오히려 디텐트력이 증가하는 결과를 보여준다. 이는 영구자석 끝 부분에서의 누설 자속의 급격한 증가로 인하여 공간 고조파의 증가 및 자기적 불평형이 크게 나타났기 때문이다. 따라서, 영구자석 폭 조절과 자석배치법을 혼용하는 경우 영구자석 폭/극간격 비 선정시 신중을 기하여야 된다.

그림 20은 기본 모델에 반폐 슬롯을 추가하고 영구자석 배치법을 혼용한 경우의 디텐트력 특성을 보인 것이다. 반폐 슬롯을 행하는 경우 디텐트력을 감소시킴과 동시에 기기의 성능향상(추력의 증가)을 기대할 수 있으며 여기에 영구자석 배치법을 행함으로써 기기의 제어에서 큰 영향을 미치는 디텐트력을 크게 줄일 수 있다.

이상의 결과에서 알 수 있는 바와 같이 자극폭에 따라 자석 배치법, 반폐슬롯 등을 적절히 혼용하면 정밀기기용 기기에서 크게 문제시되는 디텐트력이 "0"에 가까운 PMLSM의 설계가 가능하다.

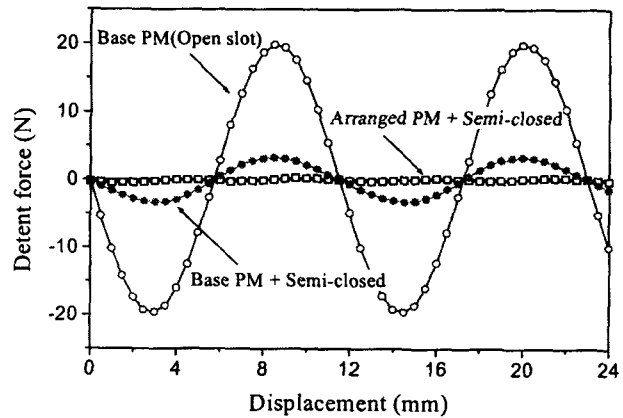


그림 20 디텐트력 저감법의 혼용
(반폐 슬롯 + 영구자석 배치법)

Fig. 20 Mixture of minimization techniques of detent force
(semi-closed slot + PM arrangement)

6. 결 론

본 논문에서는 PMLSM을 대상으로 한 여러 가지 디텐트력 저감기법들에 대해 유한요소 해석을 행하였으며, 이러한 기법들이 PMLSM의 추력에 미치는 영향을 검토하였다. 또한, 설계변수 변화에 따른 유한요소 해석의 모델링 효율의 향상을 위해 모델 절점이동 기법을 제시하였으며 이는 유한요소법에 의한 특성해석 시간을 크게 단축시켰다.

PMLSM의 디텐트력은 영구자석의 폭과 배치에 따라 크게 영향을 받으며 일정 추력에서 디텐트력 저감이 필요한 경우 영구자석의 배치법이 유리하다. 또한, 낮은 추력 리플과 고추력이 요구되는 경우에는 반폐 슬롯을 이용한 디텐트력 저감법이 유용하다.

감사의 글

본 연구는 한국과학재단 지정 창원대학교 공작기계기술 센터의 지원에 의한 것입니다.

참고 문헌

[1] 山田, "리니어모우터 응용 핸드북", 도서출판 世和, 1988.

[2] 정인성, "개선된 수치해석 기법을 이용한 영구자석형 선형 동기전동기의 특성해석", 2000, 2, 한양대학교 박사논문.

[3] 장석명, 윤인기, 이성호, 이중호, "영구자석형 선형 동기전동기 의 디텐트력 저감방식에 관한 특성해석 및 상호비교", 2000 년 대한전기학회 하계학술대회 논문집(B), pp.757~759, 2000, 7.

[4] I. S. Jung, S. B. Yoon, J. H. Shim, D. S. Hyun, "Analysis of Force in a Short Primary Type and a Short Secondary Type Permanent Magnet Linear Synchronous Motor", Conference of IEMDC '97, Milwaukee, pp.MC1-8.1-MC1-8.3, 1997.

[5] T. Yoshimura, H. J. Kim, Watada, S. Torii, D. Ebihara, "Analysis of the Reduction of Detent Force in a Permanent Magnet Linear Synchronous Motor", IEEE Trans. on Magnetics., Vol. 31, No.6, pp.3737-3739, 1995.

[6] S. Hwang, D. K. Lieu, "Reduction of Torque Ripple in Brushless DC Motors", IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 31, No. 6, pp. 3737-3739, 1995.

[7] S. Hwang, D. K. Lieu, "Design of Techniques for Reduction of Reluctance Torque in Brushless Permanent Magnet Motors", IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 30, No. 6, pp. 4287- 4289, 1994.

[8] C. Studer, A. Keyhani, T. Sebastian and S. K. Murthy, "Study of Cogging Torque in Permanent Magnet Machines", IEEE IAS Annual Meeting, pp. 42-49, 1997.

[9] Takeo Ishikawa, Gordon R. Slemon, " A Method of Reducing Ripple Torque in Permanent Magnet Motors without Skewing", IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 29, No. 2, 1993.

[10] T. Li and G. Slemon, "Reduction of Cogging Torque in Per manent Magnet Motors", IEEE Trans. on Magnetics. Vol. 24. No. 6, pp.2901-2903. 1988.

[11] Y. Kawase, T. Yamaguchi, Y. Hayashi, "Analysis of Cogging Torque of Permanent Magnet Motor by 3-D Finite Element Method", IEEE Trans. on Magnetics. Vol. 31. No. 3, pp.2044-2047. 1995.

저 자 소 개



임기채 (林起彩)

1973년 8월 25일생. 1996년 창원대 전기공학과 졸업. 1998년 동 대학원 전기전자제어공학과 졸업(석사). 현재 동 대학원 전기전자제어공학과 박사과정
Tel : 055-279-7519

Email : kclim@cosmos.changwon.ac.kr



우준근 (禹峻謹)

1973년 4월 28일생. 1999년 창원대 전기공학과 졸업. 1999~현재 동 대학원 전기전자제어공학과 석사과정
Tel : 055-279-7519

E-mail : jkwoo@lycos.co.kr



홍정표 (洪正杓)

1959년 4월 17일생. 1983년 한양대 공대 전기공학과 졸업. 1985년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 1985년~1990년 LG정밀(주) 중앙연구소 주임연구원 1990년~1992년 삼성전기(주) 종합연구소 선임연구원. 1995년 동 대학원 전기공학과 졸업(공학박사). 1996년~1999년 한양대 산업과학연구소 선임연구원. 현재 창원대 공대 전기공학과 조교수.

Tel : 055-279-7517

E-mail : jphong@sarim.changwon.ac.kr



김규탁 (金奎卓)

1961년 11월 12일생. 1982년 한양대 공대 전기공학과 졸업. 1984년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 1991년 동 대학원 전기공학과 졸업(공학박사). 현재 창원대 공대 전기공학과 부교수. 1996년~1997년 일본 早稲

田大 客員研究員.

Tel : 055-279-7515

E-mail : gtkim@sarim.changwon.ac.kr