전차선로-집전계 주행시험기 추진용 고속 선형동기전동기의 최적설계
Optimal Design of a High-Speed Linear Synchronous Motor in a Dynamic Tester for Catenary Current Collection

이형우* 권삼영** 이병송** 박현준**
Lee, Hyung-Woo Kwon, Sam-Young Lee, Byung-Song Park, Hyun-June

ABSTRACT

This paper presents the optimal design of a high-speed (200[km/h]) Linear Synchronous Motor which will be used as a propulsion system of a dynamic tester for catenary-current collection used in railways. Motor performance, especially detent force minimization on various design schemes has been investigated in detail by using FEM (Finite Element Method). Simulation-based DOE (Design of Experiments) method is also applied in order to reduce the large number of analysis according to each design variable and consider the effect among variables. The optimal design in all aspects is proposed by an optimization algorithm using a regression equation derived from the simulation-based DOE and the performance is verified by FEM.

1. 서론

철도의 전철화가 나날이 증가되는 현재, 전차선로-집전계에 관한 많은 연구가 이루어졌다. 특히, 한국철도기술연구원(KRRI)은 전차선과 팬터그래프 사이의 보다 나은 전류 집전을 위한 기술을 개발하고자 꾸준한 노력을 기울여왔다. 고속 열차의 수요가 급증하는 현 상황에서 고속 운행 시 전차선로 집전계의 성능을 정확히 분석하기 위해서는 동일 운전 환경에서 시험이 이루어져야 하며, 짧은 시험선로(1[km])에서 200[km/h]의 고속을 달성하기 위해서 추진시스템은 급가속과 급감속이 요구되어진다. 그러나 백년 넘게 사용되어온 점착구동방식은 대차의 바퀴와 지면의 레일사이의 마찰력에 의하여 추진력을 얻으므로 낮은 가속력과 속도 한계의 태생적인 결함을 가지고 있다. 이러한 이유로, 더 많은 추진력을 얻기 위해서는 차량의 무게를 늘려야 하고 이는 다시 가속을 어렵게 만드는 요인이 된다. 게다가 열차의 속도가 증가하면 할수록, 레일위의 바퀴가 미끄러져 둘 사이의 마찰력이 감소하므로 추진력이 더욱 떨어진다.
많은 추진시스템 중에서, 이러한 요구사항을 만족하는 가장 좋은 시스템 중 하나가 선형전동기이다. 선형전동기는 그림 1에 보여 진 바와 같이 통상의 회전형 전동기와는 다르다. 선형전동기는 그 고정자와 회전자 및 권선을 반으로 자른 후, 펼쳐서 선로위에 놓은 전동기이다. 동작원리는 회전형 전동기와 동일하지만, 선형전동기는 1차 측 또는 2차 측이 제한된 길이를 가지고 있으며, 이는 단부효과를 야기한다. 게다가 커다란 공극은 시스템 효율을 낮춘다. 그러나 이러한 결점에도 불구하고 선형전동기는 직선운동에 있어서 회전형 전동기보다 강점을 가지고 있다. 선형전동기는 스크류, 체인, 기어박스와 같은 부품이 필요하지 않으므로 이러한 부품들의 기계적 접촉으로부터 직접 발생하는 진동과 소음의 양이 현저히 적다.

* 이형우, 정회원, 한국철도기술연구원, 전기신호연구본부
E-mail : krhwlee@krri.re.kr
TEL : (031)460-5426 FAX : (031)460-5459
** 정회원, 한국철도기술연구원, 전기신호연구본부

또한 급가속과 급감속이 용이하며, 바퀴의 마모가 상대적으로 적고 기계적 커플링의 부재로 좀 더 견고하고 내구성이 강하며 유지보수가 쉽다 [1]-[3].
깊은 심사숙고 후 여러 선형전동기 중 상대적으로 높은 효율, 높은 출력밀도 및 높은 안전성을 가지고 있는 영구자석형 선형동기전동기(PMLSM, Permanent Magnet Linear Synchronous Motor)를 선택하였다. 영구자석형 선형동기전동기는 그림 2에서 보이는 것처럼 자계원을 기기 내에 가지고 있다. 자계와 전기자 전류사이의 상호작용을 통하여 추진력을 발생하며, 기기의 속도는 제어기의 주파수에 의해 제어된다. 계자의 위치에 따라 고정자 코일이 차량에 있고 영구자석이 선로에 있는 단계자형(SP, Short Primary)과 고정자 권선이 선로에 있고, 영구자석이 차량에 탑재되어 있는 장계자형(LP, Long Primary)이 있으며, 본 연구에서는 장계자형인 가동 영구자석형 선형동기전동기를 선정하였다.
선형동기전동기의 기본설계는 단부효과, 횡방향효과 및 누설 등 선형전동기 특유의 사항들을 고려하여 이루어졌으며, 그 성능을 유한요소법을 이용하여 전자기적으로 분석하였다[1]. 고속 선형동기전동기의 성능을 최적화(동일 또는 더 나은 추진력에서의 디텐트력 최소화)하기 위하여 시뮬레이션-기반 실험계획법, 유한요소법 및 최적 알고리즘을 사용하였으며, 분석에 사용된 설계변수는 영구자석의 두께, 영구자석과 고정자 치의 모따기, 극 간격 대 영구자석 길이의 비, 슬롯 간격 대 고정자 치 길이의 비이다.

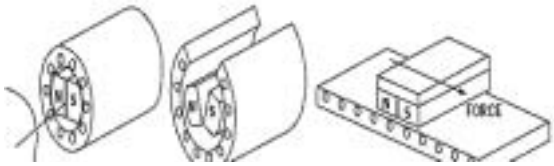


그림 1. 회전형 전동기로부터 선형전동기로의 개념도

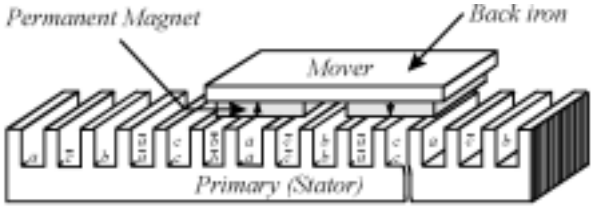


그림 2. 가동 영구자석형 선형동기전동기

2. 기본설계 및 해석 모델

2.1 고속 선형동기전동기의 기본설계

그림 3은 철도에 사용되어지는 전차선로-집전계 주행시험기의 개념도를 나타낸다. 시험기의 양쪽은 위치정보를 위한 센서부로 이루어졌으며, 주행시험기 상단에 전차선로-집전계의 측정 장비가 놓여진다. 제한된 시험선로에서 200[km/h]의 고속을 내기위해서 추진시스템은 최소 3.858[m/s^2]의 가속도 및 다른 여러 사항들을 만족해야 한다.

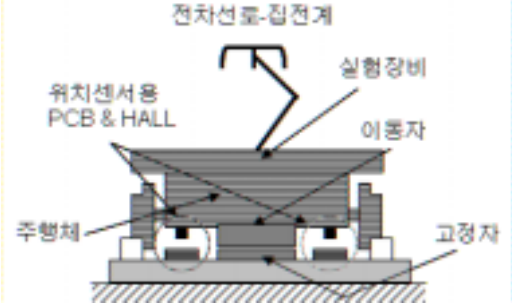


그림 3. 전차선로-집전계 주행시험기의 개념도

표 I 에 전차선로-집전계의 시험을 위한 추진시스템의 요구사양을 나타내었다. 표 I 을 바탕으로 고속 선형동기전동기의 기본설계가 이루어졌으며 표 II와 그림 4에 기본설계 사양 및 단면도를 제시하였다. 정격출력은 93[kW], 극 간격은 141[mm], 동작 주파수는 197[Hz]이다. 시스템의 속도가 높으므로 공극은 안전성을 고려하여 10[mm]로 정하였다. 각각의 영구자석은 Nd-Fe-B이며 이동자의 바닥 면에 수직하게 접착하였고 고정자 코어로서 적층강판이 사용되었다. 본 적층강판은 이동자의 영구자석과 흡인작용을 통하여 강한 마찰력을 발생하는 원인이 되나, 공심형보다 높은 출력 밀도를 만들어 낸다. 그림 4에 보듯이, 공정의 편리성 및 커다란 공극으로 인하여 고정자 슬롯은 완전개방형이다. 이러한 완전개방형 슬롯은 영구자석과의 상호작용을 통하여 디텐트력을 발생시키며 이 힘은 시스템 성능을 악화시키는 주요인이 된다. 디텐트력은 추력리플을 만들어 내고 이는 시험장비에 악영향을 미치며 결과적으로 시험결과의 신뢰도를 크게 떨어뜨리므로 이러한 문제점은 고속 주행시험기에서 간과 되어질 수 없다. 예전부터 디텐트력 또는 회전기에서의 코깅토크를 줄이거나 제거하기 위하여 많은 연구가 이루어졌다[4]-[10]. 그러나 본 연구에서처럼 고속 선형동기전동기에 시뮬레이션-기반 실험계획법과 유한요소법을 이용한 연구는 없었으며, 이러한 문제를 해결하기위한 다양한 설계변수들을 다음 절에 제시하였다.

표 I 추진시스템의 요구사양

항 목		값
시험선로의 길이		1,000 [m]
가속 구간		400 [m]
감속 구간		300 [m]
일정속도 구간		300 [m]
가속도		3.858 [m/s^2]
감속도		-5.144 [m/s^2]
일정속도		200 [km/h]
제동장치		와전류제동 및 회생제동
중량	주행체	600 [kg]
	1,000 [kg]	
	부하	400 [kg]

표 II 기본설계된 선형동기전동기의 설계사양

구 간	항 목	값
시스템	정격 출력	93 [kW]
	기동 추력	6,000 [N]
	동작 주파수	197 [Hz]
	공극	10 [mm]
고정자	상 수	3 [ea]
	정격 전류	254 [A]
	권선당 턴수	3 [ea]
	극 간격	141 [mm]
	치 폭	23 [mm]
	적층 길이	390 [mm]
이동자	영구자석의 재질	Nd-Fe-B
	영구자석의 갯수	8 [ea]
	잔류자속밀도	1.23 [T]
	영구자석의 크기	94×390×12 [mm]

그림 4. 기본설계된 고속 선형동기전동기의 단면도

2.2 유한요소 정식화

변위전류와 고정자 적층강판에서의 와전류를 무시한 영구자석형 선형동기전동기의 지배방정식은 다음 식 (1)과 같이 자기벡터포텐셜을 이용하여 표현할 수 있다.

$$\nabla[\nu(\nabla\times\vec{A})]=\vec{J_o}+\vec{J_m},\qquad \nu=\frac{1}{\mu_o(1+\chi_m)} \tag{1}$$

여기서 $\vec{J_o}$는 권선의 전류밀도; $\vec{J_m}$은 등가자화 전류밀도이며, 다음 식 (2)와 같이 나타낸다.

$$\vec{J_o}=\nabla\times\nu(\vec{B}-\mu_o\vec{M}),\qquad \vec{J_m}=\nabla\times(\nu\mu_o\vec{M}) \tag{2}$$

여기서 $\vec{M}$은 영구자석의 자화밀도이다.

해석영역을 1차 삼각형 요소로 분할하고 근사해로 가정한 후, 식 (1)에 가중잔차법중의 하나인 갤러킨 방법 (Galerkin Method)을 적용하면 다음 식 (3)을 유도할 수 있다.

$$dint_{\Omega}\nabla\times\left(\nu\nabla\times\vec{A}-\nu\mu_{o}\vec{M}\right)\cdot\vec{N}dxdy-dint_{\Omega}\vec{J_{o}}\cdot\vec{N}dxdy=0 \tag{3}$$

따라서 유한요소법을 위한 최종 계방정식은 식 (4)에 유도되어진다.

$$\sum_{e=1}^{n}[[S^{e}]\{A^{e}\}-\{f^{e}\}]=0 \tag{4}$$

여기서 S^{e}는 시스템 행렬이고, A^{e}는 자기벡터포텐셜 항목이며, f^{e}는 구동행렬이다. 또한, 본 연구에서는 식 (5)와 같이 맥스웰 응력법을 이용하여 흡인력(법선방향)과 추진력(접선방향)을 구하였다 [11]-[14].

$$f_{n}=\frac{1}{2\mu_{o}}\left(B_{n}^{2}-B_{t}^{2}\right),\quad f_{t}=\frac{1}{\mu_{o}}(B_{n}B_{t}) \tag{4}$$

여기서 B_n은 적분면에 대하여 법선방향의 자속밀도이며, B_t는 적분면에 대하여 접선방향의 자속밀도이다.

2.3 시뮬레이션-기반 실험계획법

근래의 수치해석기법의 빠른 발달과 정확한 시뮬레이션 결과는 실험 못지않은 좋은 결과를 제공하게 되었다. 대부분의 실험을 시뮬레이션으로 대체할 수 있게 되었으며, 모든 경우의 수를 조사하기 위하여 하나하나 실험을 구현할 필요가 더 이상 없어졌다.

더 많은 설계변수를 가질수록, 더 정확한 분석을 이룰 수 있다. 선형동기전동기에서 시스템에 악영향을 주는 디텐트력을 최소화하는 최적의 설계를 제시하기 위해서는 가능한 한 많은 수의 설계변수가 고려되어져야 한다. 시스템의 가능한 설계변수는 영구자석의 두께, 영구자석과 고정자 치의 모따기, 극 간격 대 영구자석 길이의 비, 슬롯 간격 대 고정자 치 길이의 비이다. 설계변수의 수(n)와 각각의 가능한 값(m)들이 증가함에 따라 해석해야 경우의 수(m^n)도 기하급수적으로 증가하며, 또한 각각의 설계변수는 상호 영향을 미칠 수도 있다. 그러나 모든 설계사양에 대한 가능한 모든 경우를 구현하기는 매우 어려우며, 분석하기에도 상당한 시간이 소요된다. 그러므로 해석 경우의 수를 줄이고 설계변수들이 어떻게 다른 설계변수들 및 결과에 영향을 주는지 이해하기 위하여 시뮬레이션-기반 실험계획법을 적용한다[15].

시뮬레이션-기반 실험계획법은 우선 몇 가지 논리적 가정들(첫째, 각 설계변수 사이의 영향은 무시할 수 있다. 둘째, 설계목적과 설계변수는 선형성을 갖는다.)을 가지고 제한된 설계범위 안에서 적절한 설계 값을 결정하고, 2수준 또는 3수준의 부분요인설계(PFD, Partial Factorial Design)를 이용하여 시뮬레이션의 경우의 수를 상당히 줄일 수 있다. 본 연구에서 설계변수는 5가지이며, 정확한 분석을 위하여 각 변수의 요구되어지는 수준 수를 5가지로 정하면 시스템을 완전히 이해하기 위해서는 총 3,125가지(5^5)의 시뮬레이션이 필요하다. 그러나 어떤 설계변수가 설계목적에 지배적이며 민감한지를 알기 위해서는 부분요인설계인 오직 72가지($2^3\times3^2$)의 시뮬레이션이면 충분하다.

표 III은 첫 결과를 얻기 위해 요구되어지는 72가지 시뮬레이션을 나타낸다. 72가지 시뮬레이션의 해석결과로부터, 시스템을 이해하기 위한 완전요인설계(FFD, Full Factorial Design)를 수행하기 위하여 세 가지 지배적인 설계변수를 선택하였다. 시뮬레이션-기반 실험계획법과 유한요소법을 이용한 전체과정을 통하여 최적설계에 필요한 회귀방정식을 유도해 낼 수 있으며, 유도한 회귀방정식으로부터 최적설계변수를 구해 낼 수 있다. 그림 5는 시뮬레이션-기반 실험계획법과 유한요소법을 이용한 설계최적화 과정의 흐름도를 나타낸다.

표 III 부분요인설계용 72가지 다구치표

영구자석의 두께	영구자석의 모따기	고정자 치의 모따기	극간격 대 영구자석 길이의 비	슬롯간격 대 고정자 치 길이의 비	영구자석의 두께	영구자석의 모따기	고정자 치의 모따기	극간격 대 영구자석 길이의 비	슬롯간격 대 고정자 치 길이의 비
8	0.5	0.5	0.5	0.3	14	0.5	0.5	0.5	0.3
8	0.5	0.5	0.5	0.425	14	0.5	0.5	0.5	0.425
8	0.5	0.5	0.5	0.55	14	0.5	0.5	0.5	0.55
8	0.5	1	0.5	0.3	14	0.5	1	0.5	0.3
8	0.5	1	0.5	0.425	14	0.5	1	0.5	0.425
8	0.5	1	0.5	0.55	14	0.5	1	0.5	0.55
8	1	0.5	0.5	0.3	14	1	0.5	0.5	0.3
8	1	0.5	0.5	0.425	14	1	0.5	0.5	0.425
8	1	0.5	0.5	0.55	14	1	0.5	0.5	0.55
8	1	1	0.5	0.3	14	1	1	0.5	0.3
8	1	1	0.5	0.425	14	1	1	0.5	0.425
8	1	1	0.5	0.55	14	1	1	0.5	0.55
8	0.5	0.5	0.65	0.3	14	0.5	0.5	0.65	0.3
8	0.5	0.5	0.65	0.425	14	0.5	0.5	0.65	0.425
8	0.5	0.5	0.65	0.55	14	0.5	0.5	0.65	0.55
8	0.5	1	0.65	0.3	14	0.5	1	0.65	0.3
8	0.5	1	0.65	0.425	14	0.5	1	0.65	0.425
8	0.5	1	0.65	0.55	14	0.5	1	0.65	0.55
8	1	0.5	0.65	0.3	14	1	0.5	0.65	0.3
8	1	0.5	0.65	0.425	14	1	0.5	0.65	0.425
8	1	0.5	0.65	0.55	14	1	0.5	0.65	0.55
8	1	1	0.65	0.3	14	1	1	0.65	0.3
8	1	1	0.65	0.425	14	1	1	0.65	0.425
8	1	1	0.65	0.55	14	1	1	0.65	0.55
8	0.5	0.5	0.8	0.3	14	0.5	0.5	0.8	0.3
8	0.5	0.5	0.8	0.425	14	0.5	0.5	0.8	0.425
8	0.5	0.5	0.8	0.55	14	0.5	0.5	0.8	0.55
8	0.5	1	0.8	0.3	14	0.5	1	0.8	0.3
8	0.5	1	0.8	0.425	14	0.5	1	0.8	0.425
8	0.5	1	0.8	0.55	14	0.5	1	0.8	0.55
8	1	0.5	0.8	0.3	14	1	0.5	0.8	0.3
8	1	0.5	0.8	0.425	14	1	0.5	0.8	0.425
8	1	0.5	0.8	0.55	14	1	0.5	0.8	0.55
8	1	1	0.8	0.3	14	1	1	0.8	0.3
8	1	1	0.8	0.425	14	1	1	0.8	0.425
8	1	1	0.8	0.55	14	1	1	0.8	0.55

(1) 영구자석의 두께

(2) 영구자석의 모따기 (0.5 : 1.0 :)

(3) 고정자 치의 모따기 (0.5 : 1.0 :)

(4) 극간격 대 영구자석 길이의 비

(5) 슬롯간격 대 고정자 치 길이의 비

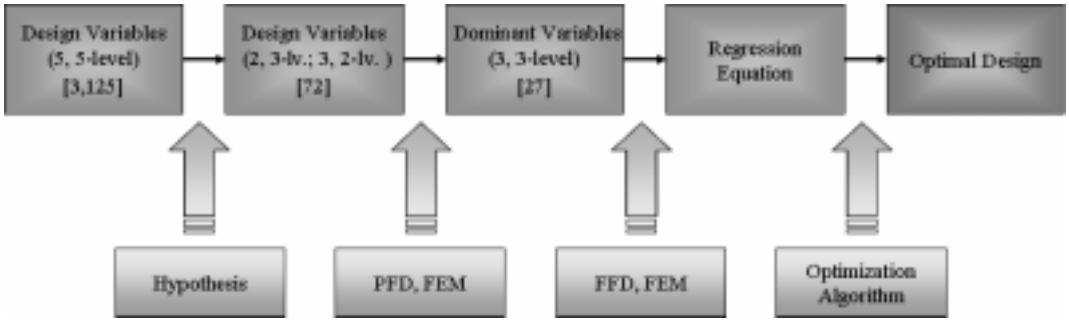


그림 5. 시뮬레이션-기반 실험계획법과 유한요소법을 이용한 설계최적화 과정의 흐름도

3. 해석결과

3.1 기본설계의 해석결과

그림 6은 기본설계된 선형동기전동기의 자속분포도이다. 설계된 선형동기전동기는 8극이나 해석모델은 오직 한 극쌍만을 사용하여 해석모델의 크기를 줄임으로써 시뮬레이션 시간을 줄이고 요소수를 증가시켜서 보다 정확한 해석결과를 얻고자 하였다. 그림에서처럼 쇄교자속은 영구자석과 그에 상응하는 여자 코일에서만 나타나며 다른 여자 코일은 추력에 어떠한 기여도 하지 않는 누설자속만을 발생한다. 따라서 가동 영구자석형 선형동기전동기는 부분여자기법(또는, 섹션전환기법)으로 제어한다.

그림 7에 보여 진 바와 같이 기본설계된 선형동기전동기의 평균 추력과 흡인력은 각각 1,466[N], 7,878[N]이다. 흡인력은 추력의 약 5배정도이며, 이는 자기부상열차와 같이 흡인력을 부상에 사용하는 경우에는 아주 좋은 장점이 될 수도 있지만 본 시스템의 경우 마찰력으로 작용하므로 초기 설계과정에서 미리 이 점을 고려하여야 한다. 예상한 바와 같이 완전 개방형 슬롯 구조로 인하여 추력 리플(peak-to-peak)은 약 522[N]이며 추력의 35.64[%]에 해당하는 본 리플은 시스템의 불안정을 야기할 수 있다. 특히, 고속운전의 경우 이것은 커다란 문제가 아닐 수 없다.

그림 6. 기본설계된 선형동기전동기의 자속분포도

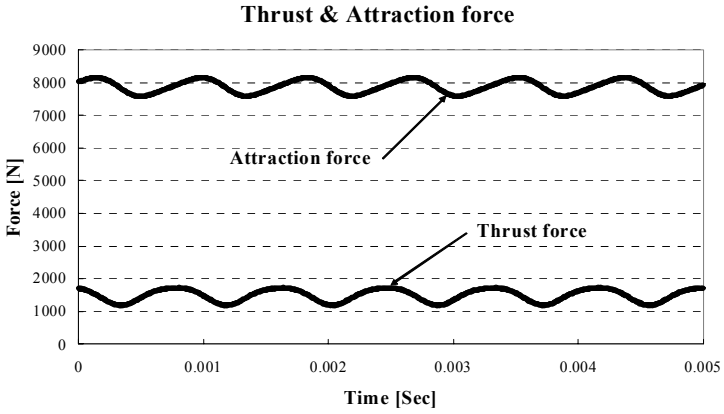
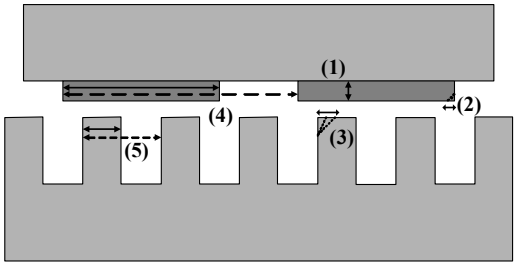


그림 7. 기본설계된 선형동기전동기의 한주기 동안의 추력 및 흡인력

3.2 시뮬레이션-기반 실험계획법의 해석결과

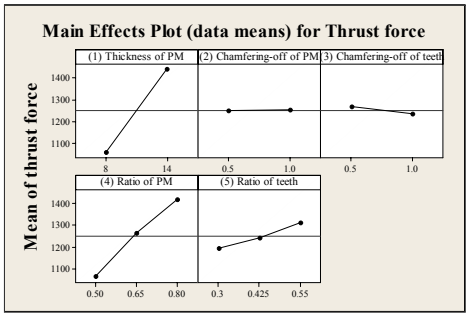


(1) 영구자석의 두께 (2)영구자석의 모따기, (3) 고정자 치의 모따기
(4) 극 간격 대 영구자석 길이의 비, (5) 슬롯 간격 대 고정자 치 길이의 비

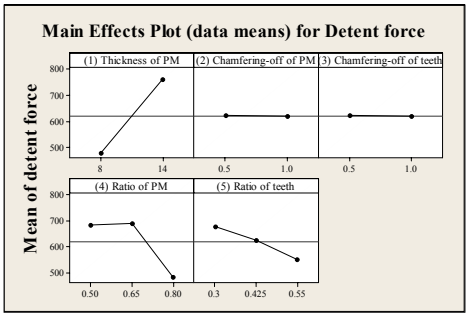
그림 8. 최적설계용 설계변수 (한 극쌍 모델)

시스템에 악영향을 미치는 추력 리플(소위, 디텐트력)을 제거하거나 줄이기 위하여 그림 8과 같이 다섯 가지의 설계사양이 고려되어졌다. 이러한 설계변수들은 이미 표 III에서 언급하였다. 다섯 가지 설계변수들은 시뮬레이션-기반 실험계획법을 이용하여 검사하였고, 설계목적(디텐트력 최소화 및 추력유지 또는 증가)에 대한 그 영향들을 그림 9에 나타냈다. 여러 설계변수 중에서 극 간격 대 영구자석 길이의 비(4)와 슬롯 간격 대 고정자 치 길이의 비(5)는 두 가지 설계목적 모두에 긍정적인 영향을 나타내었다. 영구자석의 두께(1)는 두 가지 설계목적에 상반되는 영향을 보였으므로 조율이 요구되어지며, 영구자석과 고정자 치의 모따기(2),(3)는 그 영향이 미비하였다. 따라서 해석결과로부터 (1),(4),(5)가 가장 중요한 설계인자임을 알았으므로 완전요인설계(FFD)에서는 세 가지 변수를 사용하였다.

표 IV는 완전요인설계를 위한 세 가지 설계변수의 값들을 나타낸다. 변수 값들은 제작공정 등을 고려하여 논리적으로 선정되었으며, 주요한 세 가지 설계변수는 3수준의 완전요인설계를 가지고, 다른 설계변수들은 기본설계와 동일한 값을 가지고 해석을 수행하였다.



(a) 추력에 대한 설계변수의 영향



(b) 디텐트력에 대한 설계변수의 영향

그림 9. 설계 목적에 대한 설계변수의 영향

표 IV 완전요인설계(FFD)용 설계변수

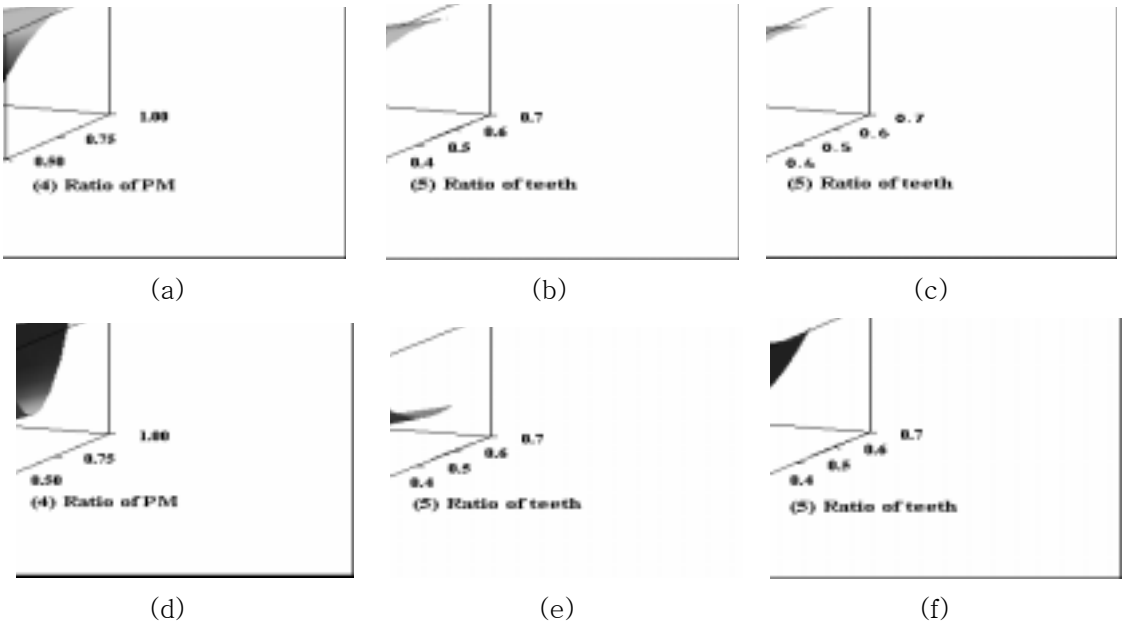
설계 변수	값	비고
영구자석의 두께	10 - 12 - 14 [mm]	3 수준
영구자석의 모따기		기본설계와 동일
고정자 치의 모따기		기본설계와 동일
극 간격 대 영구자석 길이의 비	0.65 - 0.75 - 0.85	3 수준
슬롯간격 대 고정자 치 길이의 비	0.4875 - 0.55 - 0.6125	3 수준

완전요인설계와 유한요소법의 해석결과로부터, 최적설계에 사용되는 회귀방정식을 다음 식 (6), (7)과 같이 유도하였다. 여기서 [1],[4],[5]는 각각 영구자석의 두께(1), 극 간격 대 영구자석 길이의 비(4)와 슬롯 간격 대 고정자 치 길이의 비(5)를 나타낸다.

$$\begin{aligned} \text{추진력} = {} & 1651.41 + 131.97[1] + 123.43[4] + 24.79[5] \\ & - 10.17[1]^2 - 30.15[4]^2 - 21.29[5]^2 \\ & + 1.33[1]\times[4] - 3.54[1]\times[5] - 2.92[4]\times[5] \end{aligned} \tag{6}$$

$$\begin{aligned} \text{디텐트력} = {} & 142.535 + 37.639[1] + 28.6[4] - 63.49[5] \\ & + 42.375[1]^2 + 238.089[4]^2 + 44.34[5]^2 \\ & - 5.811[1]\times[4] - 15.499[1]\times[5] - 11.275[4]\times[5] \end{aligned} \tag{7}$$

위의 회귀방정식과 최적알고리즘으로서 반응표면법(RSM, Response Surface Method)을 이용하여 최적 설계변수값에 대한 설계목적에의 영향을 그림 10과 같이 구하였다. 그림으로부터, 1)영구자석의 두께가 두꺼울수록 더 많은 추력이 발생한다; 2)영구자석의 비와 고정자 치의 비가 증가할수록 더 많은 추력이 발생한다; 3)약 0.75의 영구자석비와 약 12[mm]의 영구자석 두께가 중간 값의 추력과 최소의 디텐트력을 나타낸다; 4)고정자 치의 비율은 영구자석에 비하여 작은 영향을 나타내지만 약 0.6정도에서 최소의 디텐트력과 중간 값의 추력을 발생한다. 그러므로 정밀한 평가를 통하여, 0.7455의 영구자석 비, 11.9997의 영구자석 두께, 0.595의 고정자 치 비율을 최적 설계변수로 선정하였다.



(a) (b) (c)

(d) (e) (f)

그림 10. 선정된 설계변수의 설계목적에의 영향

3.3 최적설계의 해석결과

표 V는 선형동기전동기의 추력을 증가시키고 디텐트력을 최소화하는 최적설계 사양을 나타내며 그림 11은 그 단면도를 보여준다. 제작의 용이성을 위하여 영구자석의 길이는 105[mm], 고정자 치의 길이는 28[mm]로 정하였다. 기본설계된 시스템과 비교하면, 극 간격 대 영구자석 길이의 비는 0.67에서 0.75로, 슬롯 간격 대 고정자 치의 길이는 0.49에서 0.6으로 증가하였다. 고정자 치의 길이가 증가함에 따라, 권선의 공간 확보를 위하여 슬롯의 깊이 또한 증가하였다. 영구자석의 두께는 기본설계와 마찬가지로 12[mm]이다.

표 V 선형동기전동기의 최적설계사양

구 간	항 목	값
고정자	상 수	3 [ea]
	정격전류	254 [A]
	권선당 턴수	3 [ea]
	극 간격	141 [mm]
	고정차 치 폭	**28 [mm]**
	적층 길이	390 [mm]
이동자	영구자석의 재질	Nd-Fe-B
	영구자석의 갯수	8 [ea]
	잔류자속밀도	1.23 [T]
	영구자석의 크기	**105**×390×**12 [mm]**

그림 11. 최적설계된 고속 선형동기전동기의 단면도

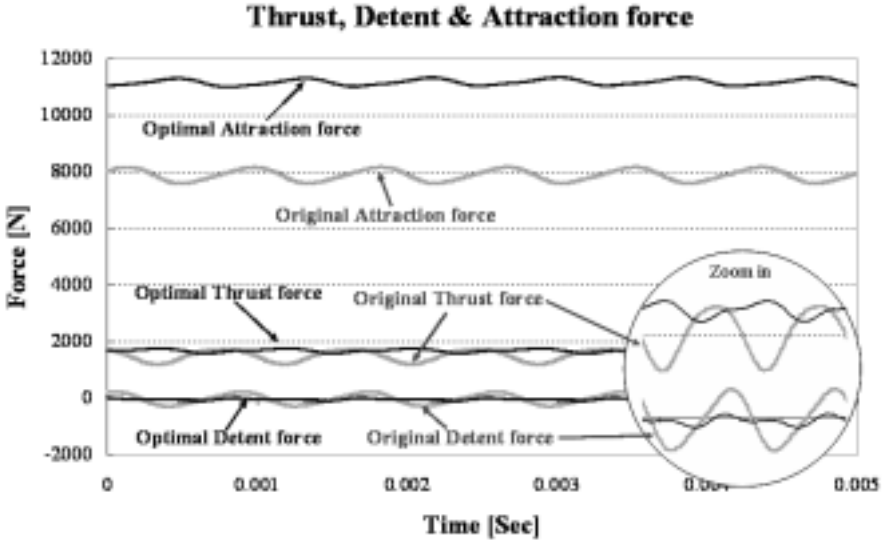


그림 12. 최적설계된 고속 선형동기전동기의 한주기 동안의 추력, 디텐트력 및 흡인력

최적설계된 선형동기전동기의 평균 추력, 디텐트력, 흡인력을 그림 12에 도시하였다. 평균 추력은 1,465.51[N]에서 1,687.68[N]으로 약 15.16[%] 증가하였으며, 디텐트력은 522.28[N]에서 110.28[N]으로 약 78.85[%] 현격하게 줄어들었다. 이는 곧 35.64[%]의 추력리플이 6.53[%]로 감소한 것임을 나타낸다. 흡인력 또한 최적설계 이후 7,877.9[N]에서 10,442.5[N]으로 증가하였다. 증가한 흡인력은 추력에 반하는 마찰력으로서 작용하지만, 증가된 흡인력 2,564.6[N]은 약 102.584[N]의 마찰력을 발생하므로(마찰계수 0.04 시) 결과적으로 222.17[N]의 추력 향상을 얻은 본 시스템의 경우 전혀 문제 되지 않음을 알 수 있다.

4. 결론

철도응용에 있어서 전차선로-집전계 주행시험기의 추진시스템으로 사용되어질 고속 선형동기전동기를 제시하고 시스템의 성능을 향상시키기 위한 분석을 수행하였다. 고정자 치와 영구자석 사이의 상호작용으로 발생하는 디텐트력은 시스템의 성능을 심각하게 악화시키며 특히 고속운전의 경우 매우 위험한 상황을 야기할 수 있다. 본 연구에서는 유한요소법과 시뮬레이션-기반 실험계획법을 이용하여 동일하거나 그 이상의 추력에 있어서 디텐트력의 최소화를 이루기 위한 여러 설계변수에 대한 해석이 자세히 조사 연구 되어졌다. 설계변수로 사용된 영구자석의 두께, 영구자석과 고정자 치의 모따기, 극 간격 대 영구자석 길이의 비, 슬롯 간격 대 고정자 치 길이의 비, 중에서 주요한 영향을 미치는 설계인자를 분석하였으며, 시뮬레이션-기반 실험계획법을 이용하여 시뮬레이션의 경우의 수를 대폭 줄일 수 있었다.

모든 해석결과로부터, 유도된 회귀방정식과 최적알고리즘을 이용하여 동일하거나 그 이상의 추력에 있어서 디텐트력을 최소화하는 최적설계를 도출하였으며, 수치해석을 통하여 제안된 최적설계의 성능을 검증하였다. 결과로부터, 추진력은 15.16[%] 증가하였으며, 디텐트력은 78.85[%]로 대폭 감소하였다. 동일 RMS 정격전류와 동일 시스템 사이즈라는 제약조건에서 최적설계변수를 제안함으로써 시스템의 성능을 상당히 향상시켰으며 이는 전차선로-집전계의 시험에 있어서 신뢰도 향상에 크게 기여할 수 있음을 확신한다.

참고 문헌

[1] Sam-Young Kwon and Ju Lee, "Design of the linear propulsion system of a high-speed dynamic tester for catenary-current collection," *Journal of the KIIEE*, will be published in Sept. 2006.

[2] S. Nasar and I. Boldea, "Linear electric motors: Theory, Design, and Practical Applications," *Prentice-Hall, Inc.*, 1987.

[3] J. Gieras and Z. Piech, "Linear synchronous motors: Transportation and Automation systems," *CRC press LLC*, 2000.

[4] Ju Lee, Hyung-Woo Lee, Yon-Do Chun, Myoungho Sunwoo, and Jung-Pyo Hong, "The Performance Prediction of Controlled-PM LSM in Various Design Schemes by FEM," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 36, No. 4, pp. 1902-1905, July 2000.

[5] T. Yoshimura, H. J. Kim, M. 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.3728-3730, 1995.

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

[7] T. Ishikawa, G. R. Slemon, "A Method of Reducing Ripple Torque in Permanent Magnet Motors without Skewing", *IEEE, Trans. on Magnetics,*Vol. 29, No. 2, pp. 2028-2030, 1993.

[8] R. J. Cruise, C. F. Landy, "Reduction of Detent Force in Linear Synchronous Motors", *Proceedings of LDIA'98*, Japan, pp.412-415, 1998.

[9] J. Hur, S. B. Yoon, D. Y. Hwang, D. S. Hyun, "Analysis of PMLSM Using 3 Dimensional Equivalent Magnetic Circuit Network Method", *IEEE Trans. on Magnetics,* Vol. 33, No. 5, pp. 4143-4145, 1997.

[10] 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.

[11] I.-S. Jung, J. Hur, and D.-S. Hyun, "3-D analysis of permanent magnet linear synchronous motor with magnet arrangement using EMCN," *IEEE Trans. On Magnetics*, vol. 35, no. 5, pp. 37363738, 1999.

[12] Sen P.C., "On linear synchronous motor (LSM) for high speed propulsion," *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 11, No. 5, pp. 1484-1486, Sept. 1975.

[13] Albicini F., Andriollo M., Martinelli G. and Morini A., "General expressions of propulsion force in EDS-MAGLEY transport systems with superconducting coils,"*IEEE Trans. on Applied Superconductivity*, vol. 3, No. 1, pp. 425-429, Mar. 1993.

[14] Sakamoto T. and Shiromizu T., "Propulsion control of superconducting linear synchronous motor vehicle," *IEEE Trans. on Applied Superconductivity*, vol. 33, No. 5, pp. 3460-3462, Sept. 1997.

[15] F. Gillon and P. Brochet, "Shape optimization of a permanent magnet motor using the Experimental design method," *IEEE Trans. On Magnetics*, Vol.35, No.3, May 1999