

원통형 Halbach 배열 영구자석을 갖는 가동자석형 LOA의 동특성 해석

論 文

54B-11-5

Analysis on Dynamic Characteristics for Moving-Magnet Linear Oscillatory Actuator with Cylindrical Halbach Array

張錫明[†] · 崔璋英^{*} · 趙漢旭^{**}

(Seok-Myeong Jang · Jang-Young Choi · Han-Wook Cho)

Abstract -In the previous work, we performed the analysis of a tubular type moving-magnet linear oscillatory actuator (LOA) with cylindrical Halbach array by using 2-d analytical formulas and confirmed validity of analytical results by comparison of those with both finite element (FE) computation and experimental results. This paper deals with the dynamic characteristic analysis of the moving-magnet LOA with cylindrical Halbach array. Control parameters such as the thrust constant, the back-emf constant, resistance and inductance are obtained from both analytical and experimental results. And then, the dynamic simulation algorithm is established by the state and output equation obtained from voltage and motion equation. Finally, for various values of frequency, the dynamic simulation and experimental results for the characteristics of the voltage, current and displacement of moving-magnet LOA are presented. The simulation results are validated extensively by experiments. The experimental and simulation results for the variation of stroke according to control voltage are also presented for various values of frequency.

Key Words: Tubular Type Moving-Magnet Linear Oscillatory Actuator, Halbach Array, Control Parameters, Dynamic Simulation.

1. 서 론

산업이 발전함에 따라 짧은 스트로크의 선형 왕복 운동이 요구되는 스텔링 엔진, 공작기기, 컴프레서, 섬유기기, 능동 제어, 초정밀 위치제어 등에 직선형 운동기기가 광범위하게 응용되고 있다. 그러나 지금까지는 유압이나 가스터빈에 의한 실린더, 회전형 모터와 기계적 변환기구에 의해 직선운동 시스템이 응용 개발되어왔다. 따라서 많은 부품이 필요하고 시스템이 복잡하여 중량이나 부피가 커지므로 차지하는 공간이 커지고 생산비나 유지관리비등 경제성 측면에서 매우 불리하다. 이러한 점을 극복할 수 있는 가장 효과적인 방안이 전자기력 직선형 왕복 액추에이터 (Linear Oscillatory Actuator: 이하 LOA)를 응용하는 것으로, 최근 국내외적으로 구동개념 및 종류, 방법이 다양하게 개발되고 있다 [1-3].

LOA는 가동체의 재질에 따라 가동코일형, 가동철심형, 가동자석형 등이 있고, 각각의 특성이 다르므로 응용분야도 다른데, 그 중에서도 가동자석형 LOA는 전원 공급 리드 선이 고정부에 위치하므로 전선의 피로나 유지보수와 열손실

측면에서 가동 코일형 LOA보다 유리하다. 또한, LOA의 기하학적인 구조에 따라 평판형 및 원통형으로 크게 구분할 수 있는데, 평판형의 경우 구조가 간단하여 제작이 용이한 반면 원통형에 비해 영구자석 이용률이 낮기 때문에 추력밀도가 낮은 단점을 갖는다. 원통형의 경우 영구자석의 전 체적을 사용할 수 있으므로 동일한 체적의 평판형 LOA에 비해 추력밀도가 높고 단부효과가 존재하지 않는 대신 링형 영구자석 특히 반경방향 착자가 까다롭고 기하학적인 구조로 제작비가 높은 단점을 갖는다 [4-5].

전자기력 LOA는 정현파 또는 펄스형 구형파의 교번전압을 공급하여 일정 스트로크로 왕복운동을 하는 리니어 모터이다. 이러한 기기의 운동은 스트로크와 왕복주파수 관계에 의해 정해지며, 원리적으로는 리니어 유도 모터, 리니어 동기 모터, 리니어 DC모터, 리니어 펄스 모터 등 모든 리니어 모터는 왕복운동을 할 수 있다 [6]. 그러나 저속으로 수m 이상의 긴 스트로크로 왕복 운동을 하는 이러한 리니어 모터는 가속-동속-감속의 프로필을 갖는 운전이 적합하므로 가변속 모터 드라이브로 운전되는 것이 적당하다. 반면에 5cm이하의 스트로크를 갖는 응용에서는 왕복운동을 하는 동안에 단지 가속과 속도의 역전주기만 있으면 된다. 이러한 장치에서는 최소의 에너지 손실을 갖고 빠른 속도역전이 필수적이므로 리니어 왕복액추에이터는 자기회로형상, 동특성, 제어에서 특별한 고려사항이 요구된다.

우리는 [7]에서 공간고조파법을 이용하여 원통형 Halbach 배열 영구자석을 갖는 가동자석형 LOA의 전자기적 특성해석을 수행함으로써, 영구자석 및 고정자 권선에 의

[†] 교신저자, 正會員: 忠南大 工大 電氣工學科 教授 · 工博
E-mail: smjang@ee.cnu.ac.kr

^{*} 正會員: 忠南大 工大 電氣工學科 碩士課程

^{**} 正會員: 忠南大 工大 電氣工學科 碩士課程

接受日字: 2005年 8月 9日

最終完了: 2005年 9月 20日

한 자계, 쇠교자속, 역기전력 및 추력 특성식을 도출하고 해석적결과는 유한요소 해석결과 및 실험에 의해 매우 잘 일치함을 확인하였다. 따라서 본 논문은 [7]에서 얻어진 특성식 및 실험으로부터 추력상수, 역기전력 상수, 저항 및 인덕턴스와 같은 제어정수를 도출한 후, 전압 및 운동방정식으로부터 동특성 시뮬레이션 알고리즘을 유도하였다. 마지막으로 전류 및 변위와 같은 동특성에 대한 실험결과와 시뮬레이션 결과를 다양한 주파수에 대하여 제시하였고, 시뮬레이션 결과는 실험결과와 잘 일치함을 보였다.

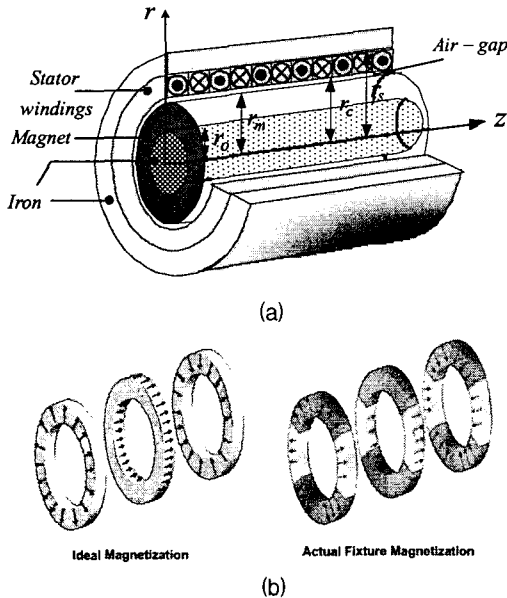


그림 1 가동자석형 LOA: (a) 구조 및 (b) Halbach 배열
 Fig. 1 The moving-magnet LOA: (a) structures and (b) Halbach array

2. 가동자석형 LOA 구조

그림 1 (a)는 가동자석형 LOA의 구조를 보여주며, 가동자인 영구자석, 고정자 권선 및 자속 경로를 위한 고정자 요크로 구성되어 있다. 만약 고정자 권선이 여자되면, 가동자인 영구자석은 z 방향으로 움직인다.

가동자에 표면부착형 영구자석을 사용하는 경우 영구자석의 자화 혹은 배열은 크게 반경 방향 자화, 축방향 자화 및 Halbach 자화된 영구자석과 같이 3가지 종류로 분류 될 수 있다. 우선 반경방향 자화의 경우 자속 경로를 위해 백아이언을 필요로 하지만, 축 방향 자화는 자속 경로를 위해 백아이언이 불필요하며 Halbach 자화의 경우 자화 특성상 자기 차폐능력을 가지고 있어서 백아이언이 없어도 되지만 있는 경우가 자속밀도 측면에서 우수함이 알려져 있다. 또한 Halbach 자화의 공극자속밀도 기본파 성분은 반경방향 자화의 그것보다 $\sqrt{2}$ 배 크며 결과적으로 전동기의 전력 효율은 2배가 커질 뿐만 아니라, Halbach 자화의 공극자속밀도 파형은 다른 두 가지에 비해 매우 정현적이어서 결과적으로 제어 구조가 간단해진다 [8]. 이러한 이유로 본 논문에서는 가동자 영구자석 배열로 Halbach 배열을 선택하였으며, 특히 그림 1(b)에 보이는 6개의 평행방향 자화된 자석 편으로 구

성된 링 형 영구자석을 사용하여 Halbach 배열 영구자석을 구성하였다. 이 구성에 대한 자세한 설명은 [7]에 자세히 언급되어 있으므로 중복을 피하기 위하여 생략되었다.

원통형 가동자석형 LOA의 고정자에 사용되는 구조는 크게 slotless 및 slotted로 나눌 수 있다. slotless는 slotted에 비해 추력밀도를 낮게 하지만, slotted 고정자 구조 즉 치/슬롯 구조에 의한 공극 피미언스의 불균형 때문에 발생하는 디텐트력이 없기 때문에 결과적으로 동특성 및 서보 특성을 개선시킬 수 있다. 또한, slotless 구조에 의한 추력밀도의 감소 문제는 현재 고 에너지 rare earth 영구자석의 출현과 앞에서 언급한 Halbach 배열 가동자를 사용함으로써 해결되어 질 수 있다. 따라서 이러한 이유로 본 논문은 고정자구조를 slotless 구조로 선택하였다 [9]-[10].

3. 등가회로정수 도출

표 1은 공간고조파법, 유한요소법 및 실험에 의해 얻어진 가동자석형 LOA의 제어정수를 보여준다. 해석적 결과에 의해 얻어진 제어정수는 실험으로부터 얻어진 그것과 매우 잘 일치함을 볼 수 있고, 다음 절에서 공간고조파법 및 실험을 이용한 제어정수 도출 과정을 상세하게 다룰 것이다.

표 1 공간고조파법, 유한요소법 및 실험에 의해 얻어진 가동자석형 LOA의 제어 정수.

Table 1 Control parameters of moving-magnet LOA obtained from analytical, FE and experimental results.

항목	공간고조파법	유한요소법	실험
추력 상수: K_T [N/A]	48	48	48
역기전력 상수: K_E [V.sec/m]	48	48	46
가동체 질량: M [Kg]	-	-	3.8
코일 저항: R [Ω]	6	6	6
코일 인덕턴스 L [mH]	2.8	2.9	2.8
스프링 상수 k [N/m]	-	-	2200

3.1 공간고조파법을 이용한 제어정수 도출

우리는 이미 [7]에서 원통형 Halbach 배열을 갖는 가동자석형 LOA의 특성해석을 수행함으로써 자계, 쇠교자속, 역기전력 및 추력 특성식을 도출하였다. 따라서 본 논문에서는 도출된 특성식으로부터 등가회로 제어정수를 도출하고자 한다. 먼저 영구자석 및 고정자 권선에 의한 공극영역에서의 반경방향 성분 자계특성식은 식 (1)로 주어진다.

$$B'_m = \sum_{n=1, odd}^{\infty} k_n [A'_n I_1(k_n r) + B'_n K_1(k_n r)] \sin(k_n z) \tag{1.a}$$

$$B'_{m(winding)} = \mu_0 \sum_{n=1, odd}^{\infty} k_n [-I_1(k_n r) + \beta_n K_1(k_n r)] \gamma_n J_n \cos(k_n z) \tag{1.b}$$

여기서 $k_n = n\pi/\tau$ 로 주어지는 n 차의 공간고조파를 나타내며 n 과 τ 는 각각 고조파 차수 및 극 간격을 나타낸다.

μ_0 및 J_n 은 각각 공기의 투자율 및 고정자 권선의 전류 밀도를 나타내며, I_1 및 K_1 은 각각 수정된 1차의 1종 및 2종 베셀 함수를 나타낸다. A_n^I 및 B_n^I 은 자속 밀도 특성식에 경계조건을 대입함으로써 얻어진다. 한 편 각상에 대한 쇄교자속 특성식은 고정자 권선의 전류를 면 전류 밀도라 가정하였으므로 식 (2)로 주어진다.

$$\lambda = - \int_{-\tau}^0 \frac{N_p}{\tau} \int_z^{z+\tau} 2\pi r_s B_m^I(r_s, z) dz dz \quad (2)$$

여기서 N_p 는 극 당 도체 수이다. 식 (1)을 식 (2)에 대입함으로써 영구자석 및 고정자 권선에 의한 쇄교자속을 식 (3)과 같이 구할 수 있다.

$$\lambda_{PM} = \sum_{n=1, odd}^{\infty} \frac{8N_p \pi r_s p [A_n^I I_1(k_n r) + B_n^I K_1(k_n r)] \sin(k_n z)}{n\pi} \quad (3.a)$$

$$\lambda_j = \sum_{n=1, odd}^{\infty} \frac{32\gamma_n \mu_0 r_s N_p^2 i_s p}{nk_n \tau^2} [-I_1(k_n r_s) + \beta_n K_1(k_n r_s)] \sin(k_n z) \quad (3.b)$$

여기서 p 는 극 쌍수 i_s 는 상당 전류이다. 한편 제안된 액추에이터의 힘은 영구자석에 의한 자계와 고정자권선의 전류밀도와 상호작용 즉 Lorentz력 으로부터 구할 수 있는데, 앞에서 언급했듯이 고정자 권선의 전류밀도를 면전류 밀도라 가정하였으므로 체적적분이 아닌 면적적분을 사용하여 추력 특성식을 식 (4)와 같이 유도할 수 있다.

$$dF_z = -2\pi r_s J_\theta(z) B_{m(PM)}^I(r_s, z) dz \rightarrow$$

$$F_z = \sum_{n=1, odd}^{\infty} \frac{-8N_p \pi r_s p i_s [A_n^I I_1(k_n r_s) + B_n^I K_1(k_n r_s)] \cos(k_n z)}{\tau} \quad (4)$$

역기전력 $e_b = v \cdot d\lambda_{PM}/dz = v \cdot K_E$ 이므로 식 (3.a)로부터 역기전력 상수는 식 (5)로 주어진다.

$$K_E = \sum_{n=1, odd}^{\infty} \frac{8N_p \pi r_s p [A_n^I I_1(k_n r_s) + B_n^I K_1(k_n r_s)]}{\tau} \quad (5)$$

추력 $F_z = K_T i_s$ 이므로 식 (4)에 의해 추력상수는 식 (6)으로 주어진다.

$$K_T = \sum_{n=1, odd}^{\infty} \frac{-8N_p \pi r_s p [A_n^I I_1(k_n r_s) + B_n^I K_1(k_n r_s)]}{\tau} \quad (6)$$

식 (5)와 (6)으로부터 단상권선의 고정자를 갖는 가동자석형 LOA의 추력상수와 역기전력 상수는 같음을 할 수 있다. 한편, 인덕턴스 $L = \lambda_j / i_s$ [11] 이므로 식 (3.b)로부터 인덕턴스는 식 (7)로 주어진다.

$$L = \sum_{n=1, odd}^{\infty} \frac{32\gamma_n \mu_0 r_s N_p^2 p}{nk_n \tau^2} [-I_1(k_n r_s) + \beta_n K_1(k_n r_s)] \quad (7)$$

본 논문에 제시된 가동자석형 LOA의 경우 저주파수 운전을 하므로 AC 코일 저항은 DC코일저항과 동일하다고 가정할 수 있기 때문에 고정자권선의 상당 저항은 식 (8)로 주어진다 [12].

$$R = \frac{4\rho_c N}{\pi d_c^2} l_c \quad (8)$$

여기서 d_c 는 코일의 직경, l_c 는 코일 한 턴의 평균길이, ρ_c 는 코일의 저항율을 나타낸다.

3.2 실험적 방법을 이용한 제어정수 도출

그림 2는 정추력 및 역기전력에 대한 해석적 결과, 유한요소 해석결과 및 실험적 결과와의 비교를 보여준다. 그림 2(a)에서 알 수 있듯이, 정추력에 대한 해석적결과, 유한요소 해석 결과 및 실험결과는 매우 잘 일치함을 보인다. 한편, 우리는 두 대의 가동자석형 LOA를 제작하였기 때문에 역기전력은 한대는 전동기로 구동하고 나머지 한대는 전동기의 속도에 의존하는 발전기로 구동함으로써 발전기에 발생하는 전압을 측정하여 역기전력을 얻었다 [13]. 그러나 그림 2(b)에서 보이는 역기전력에 대한 해석적결과는 실험결과와 약간의 오차를 보인다. 그 이유는 본 논문에 사용된 LOA의 스트로크가 너무 짧아서 등 속도를 측정하기 어렵기 때문에 실험결과에 평균속도를 사용했기 때문인 것으로 사료된다.

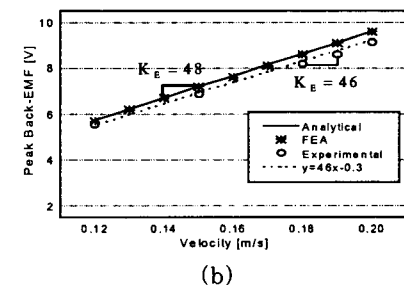
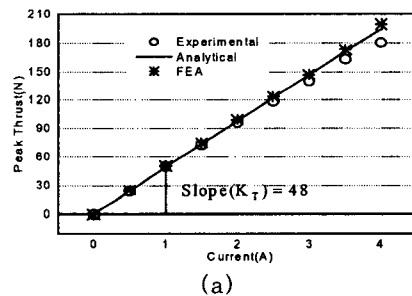


그림 2 공간고조파법에 의한 해석 결과, 유한요소법에 의한 해석 결과 및 실험 결과와의 비교: (a) 정추력 및 (b) 역기전력

Fig. 2 Comparison of among analytical, FE and experimental results: (a) static thrust and (b) back-ermf.

4. 시스템의 수학적 모델링

4.1 전압 및 운동 방정식

LOA 시스템의 기계적인 운동방정식은 식 (9)와 같다 [14].

$$M \frac{d^2x}{dt^2} = K_r i - kx - C_d \frac{dx}{dt} \tag{9}$$

여기서 k 와 C_d 는 각각 스프링의 탄성계수와 마찰계수이며, M 및 x 는 가동자의 질량 및 변위를 나타낸다. 코일에서의 전압방정식은 식 (10)과 같다.

$$e = Ri + L \frac{di}{dt} + K_E \frac{dx}{dt} \tag{10}$$

식 (10)의 우변 첫 번째 항은 저항에 의한 전압강하를 나타내며, 두 번째 항은 변압기 기전력 항이고 세 번째 항은 속도기전력 항이다. 식 (10)을 바탕으로 전기적 등가회로를 표현하면 그림 3과 같은 등가회로를 얻는다. 식 (9)와 (10)에 의해 식 (11)과 같은 상태방정식을 얻을 수 있다.

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ \ddot{x} \\ \dot{i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -\frac{k}{M} & -\frac{C_d}{M} & \frac{K_r}{M} \\ 0 & \frac{K_E}{L} & -\frac{R}{L} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \dot{x} \\ i \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \frac{1}{L} \end{bmatrix} e \tag{11}$$

여기서 상태변수는 변위와 전류이며, 시스템의 출력은 식 (12)와 같다.

$$y = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ \dot{x} \\ i \end{bmatrix} \tag{12}$$

식 (11)의 상태방정식으로부터 그림 4와 같은 동특성 시뮬레이션을 위한 블록도를 얻을 수 있는데, 그림 4에서 보이는 바와 같이 시뮬레이션 알고리즘은 스프링과 질량과 같은 기계적 요소도 고려되었다.

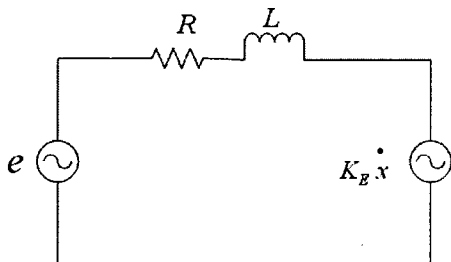


그림 3 가동자석형 LOA의 전기적 등가회로
Fig. 3 Electrical equivalent circuit of moving-magnet LOA

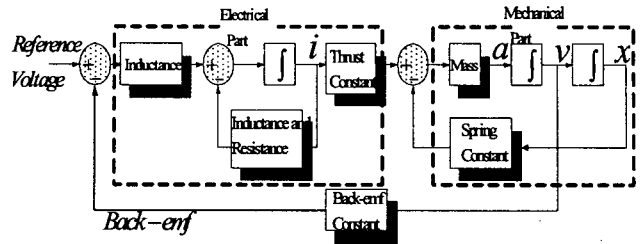


그림 4 가동자석형 LOA의 동특성 시뮬레이션을 위한 블록도
Fig. 4 Dynamic simulation algorithm of moving-magnet LOA

4.2 전달함수와 보드선도

표 1에 주어진 제어정수 값을 식 (11)에 대입하고 계동계수를 무시한 경우에 얻어지는 상태변수 행렬은 식 (13)과 같다.

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ -579 & 0 & 12.6 \\ 0 & -17142 & -2142 \end{bmatrix}, B = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 357 \end{bmatrix} \tag{13}$$

$$C = [1 \ 0 \ 0], D = [0]$$

또한, 상태 변수 행렬 식 (13)의 사양을 갖는 전압과 변위와의 전달함수는 식 (14)로 주어진다.

$$G_{x-e}(s) = \frac{1.725}{s^2 + 66s + 587} \tag{14}$$

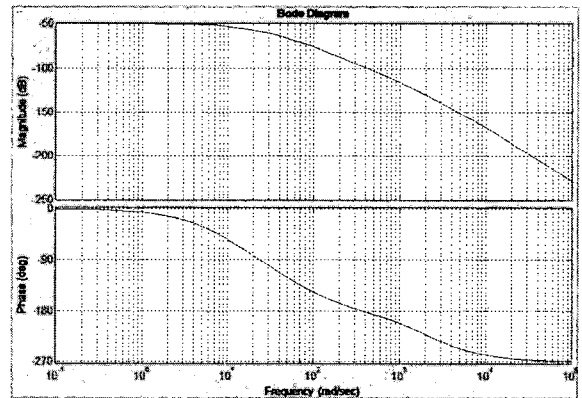


그림 5 가동자석형 LOA의 보드선도
Fig. 5 Bode diagram of moving-magnet LOA

그림 5는 식 (14)의 전달함수에 의한 가동자석형 LOA 시스템의 보드선도이다. 보드선도의 위상도를 보면 가동자 변위는 14Hz 미만의 저주파 대역을 제외한 모든 주파수 대역에서 인가전압 보다 90도 이상 뒤지며 200 Hz이상의 주파수에서는 180도의 위상차를 갖는다. 본 논문에서 제시된 가동자석형 LOA의 경우 15Hz 미만의 저주파에서 구동되므로, 인가전압과 가동자 변위와의 위상차는 90도 이상 차이가 나지 않을 것으로 사료되며, 이 예측은 실험결과에서 다시 다루기로 한다.

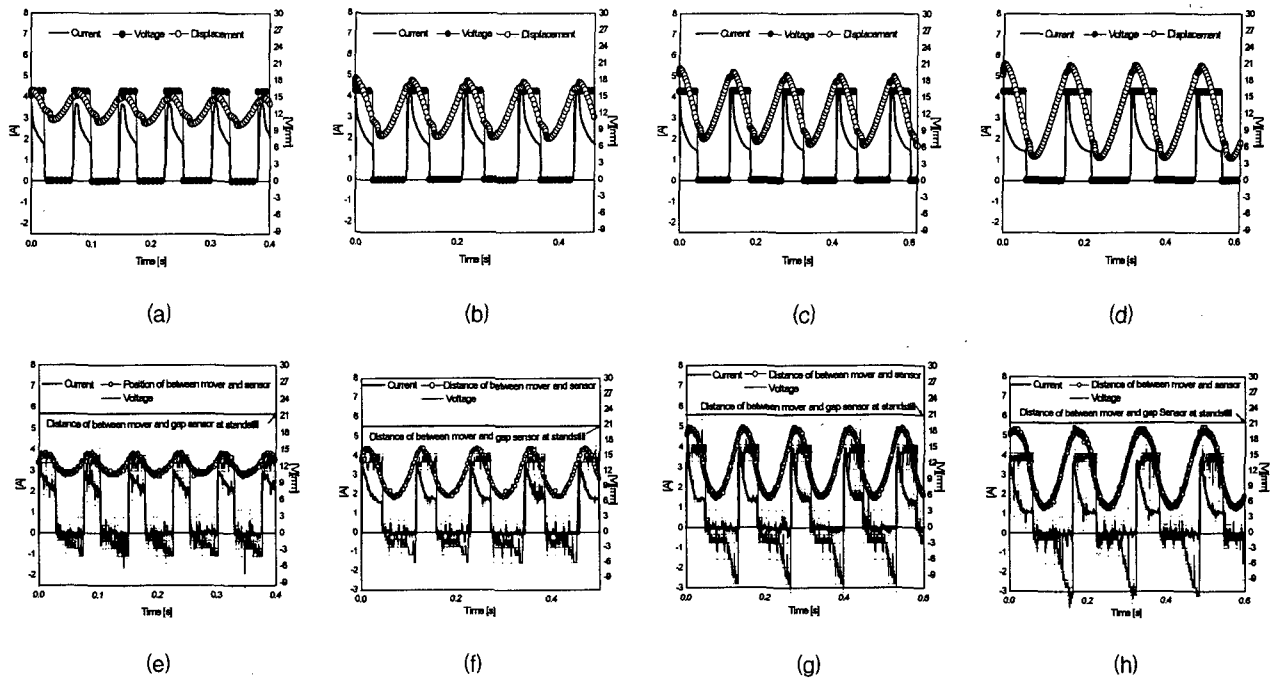


그림7 가동자석형 LOA의 동특성에 대한 실험결과 및 시뮬레이션 결과: 시뮬레이션 [(a) 13Hz, (b) 9Hz, (c) 7Hz 및 (d) 6Hz] 및 실험결과 [(e) 13Hz, (f) 9Hz, (g) 7Hz 및 (h) 6Hz]

Fig.7 Simulations and experiments for dynamic performance of moving-magnet LOA: Simulations [(a) 13Hz, (b) 9Hz, (c) 7Hz and (d) 6Hz] and Experiments [(e) 13Hz, (f) 9Hz, (g) 7Hz 및 (h) 6Hz]

5. 동특성 해석

5.1 동특성 실험을 위한 실험 장치

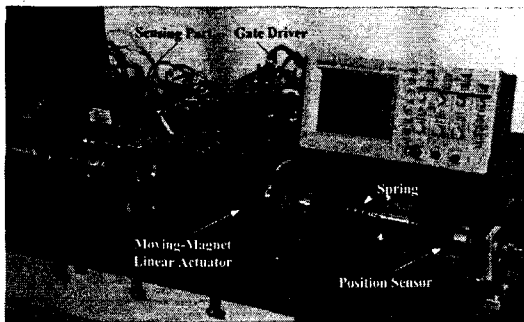


그림 6 동특성 실험을 위한 실험 장치에 대한 사진
Fig. 6. The photograph of testing apparatus for dynamic measurements

그림 6은 가동자석형 LOA의 변위 및 전류에 대한 동특성 측정을 위한 실험구성도를 보여준다. 실험장치는 스프링을 갖는 LOA, 변위측정을 위한 위치 센서, 전압 및 전류 측정을 위한 센싱 부, DC 전원 공급 장치로부터 공급 받은 DC 전압을 펄스 파로 만들어 주는 게이트 드라이버와 DC 전압을 공급하는 DC power supply로 구성되어 있다. 한편, 본 논문에 제시된 가동자석형 LOA는 MOSFET 스위칭 소자를 이용하여 단 방향 펄스로 구동되기 때문에, 펄스가 0준위를 가질 때 즉 전압이 0이 가해진 경우, LOA에 전압 공급이 없기 때문에 초기 위치로 되돌아가게 하기 위해서 스프링이

사용되었다. 일반적으로 LOA는 스프링을 갖고 양방향 정현파 혹은 구형파 전압으로 구동됨으로써 공진주파수를 이용할 수 있고, 그 공진주파수에서 구동하는 경우가 효율 및 특성이 가장 좋은 것으로 알려져 있다. 그러나 본 논문에서 제시된 가동자석형 LOA는 표1에서 보는 바와 같이 매우 작은 시정수를 갖고 있기 때문에 양방향 구동을 위해서는 DSP와 같이 고속 스위칭으로 PWM을 만들어주는 장치를 필요로 하므로 상대적으로 본 논문에서 제시된 구동방식에 비해 드라이브 시스템 가격 측면에서 비싼 것이 사실이다. 게다가, 비록 본 논문에서 제시된 드라이브 시스템은 공진 주파수를 이용할 수 없을지라도, 변위 및 전류와 같은 기본적인 동특성 및 도출된 제어정수의 타당성을 검증하기에는 충분할 뿐만 아니라, 단순히 일정 변위의 왕복운동을 요구하는 시스템에 적용하기에는 무리가 없을 것으로 사료된다.

5.2 동특성 시뮬레이션 결과 및 실험결과

그림 7은 다양한 주파수에 대한 가동자석형 LOA의 전류 및 변위와 같은 동특성의 시뮬레이션 결과 및 실험결과를 보여준다. 주파수가 증가할수록 스트로크는 짧아지고 LOA에 흐르는 전류는 증가함을 볼 수 있다. 또한 스트로크는 인가 전압에 비해 뒤짐 현상이 존재함을 볼 수 있다. 시뮬레이션에서의 전압은 그림 4의 시뮬레이션 알고리즘에 보이는 reference voltage와 동일하고 실험에서의 전압은 LOA에 걸리는 전압을 보여준다. 실험 결과는 시뮬레이션 결과와 대체적으로 잘 일치함을 보이며, 전압 및 전류 파형의 실험결과에 대한 고찰 및 스트로크가 입력 전압에 비해 뒤지는 이유는 다음 장에서 자세하게 다룰 것이다. 그림 8은 다양한

주파수에 대한 인가전압에 따른 스트로크의 변화를 보여준다. 그림에서 알 수 있듯이, 본 논문에서 제시된 가동자석형 LOA의 스트로크는 인가전압에 대하여 우수한 선형성 즉 인가전압이 증가함에 따라 스트로크가 커짐을 알 수 있다.

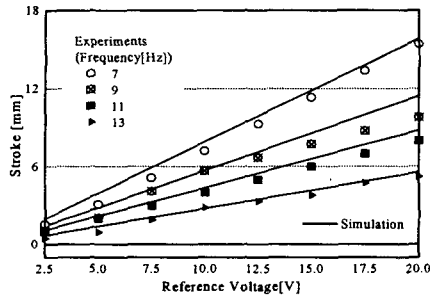


그림 8 다양한 주파수에 대한 인가전압에 따른 스트로크의 변화 특성

Fig. 8. The variation of the stroke vs. input voltage for various values of frequency

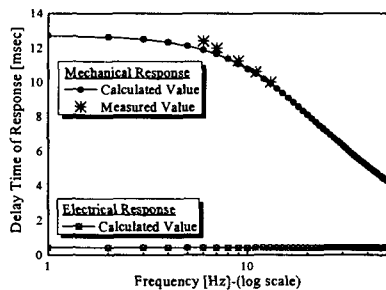


그림 9 기계적 · 전기적 응답 지연시간

Fig. 9. Electrical and mechanical delay time of response

6. 실험결과에 대한 토의

6.1 응답 지연시간

부하로써 질량을 갖는 직선형 액추에이터는 변위와 같은 기계적 출력과 입력 전압과 같은 전기적 입력 사이의 전기적 그리고 기계적 문제로 인한 응답 지연시간을 갖는다. 응답지연시간은 전기적 시정수(δ_E)와 기계적 시정수 (δ_M)로부터 식 (15)와 같이 주어진다 [15].

$$\delta_E = \frac{1}{\omega} \tan^{-1} \frac{\omega L}{R} \quad [\text{sec}] \quad (15.a)$$

$$\delta_M = \frac{1}{\omega} \tan^{-1} \frac{\omega RM}{K_E^2} \quad [\text{sec}] \quad (15.b)$$

여기서 ω 는 각주파수이다. 표 1에 제시된 제어 정수를 식 (15)에 대입함으로써, 그림 9와 같은 주파수에 따른 기계적 응답 지연시간과 전기적 응답 지연시간을 예측할 수 있다. 그림 9에 제시된 기계적 응답 지연시간에 대한 실험결과는 전기적 응답 지연시간이 0이라는 가정 하에 얻어진 값이다. 그림

9에서 알 수 있듯이 기계적 응답 지연시간이 전기적 응답 지연시간에 비해 더 길고, 그 차이는 주파수가 증가함에 따라 감소함을 볼 수 있다. 이는 그림 7에 보이는 인가전압보다 변위가 뒤지는 현상을 뒷받침해준다고 볼 수 있다.

6.2 구동회로 해석

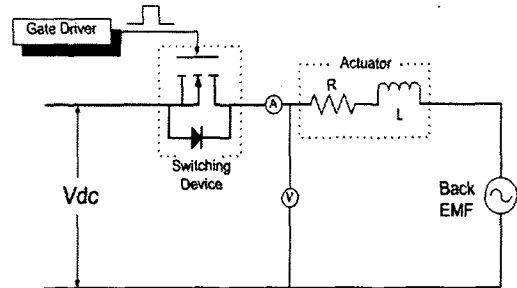


그림 10 가동자석형 LOA의 구동회로를 포함한 시스템 블록도

Fig. 10 System block diagram of moving-magnet LOA including driving circuit

그림 10은 가동자석형 LOA의 구동회로를 포함하는 시스템 블록도를 보여준다. 게이트 드라이버에서 발생하는 펄스 신호에 의해 스위칭 소자가 on되어지면, 액추에이터의 가동자가 움직이고 그로인한 역기전력이 발생한다. 하지만, 스위칭 소자가 on 되어졌다는 것은 시스템블록도의 회로가 short circuit이 되었다는 것을 의미하므로, 전압계에는 역기전력 성분과 LOA에 걸리는 전압 모두가 표시 즉 역기전력 성분만 표시되지 않지만, 전류는 역기전력의 영향을 받아 표시되어진다. 반대로 스위칭소자가 off되면 스프링에 저장된 에너지에 의해 초기위치로 되돌아오고 그로 인한 역기전력이 역시 발생한다. 하지만, 스위칭 소자가 off 되어졌다는 것은 시스템 블록도의 회로가 open circuit이 된 것이므로 전류는 0이 되고 역기전력성분은 전압계에 표시된다. 이것은 그림 7에 보이는 실험결과와 일치함을 알 수 있다.

7. 결 론

본 논문은 가동자석형 LOA의 동특성 해석 및 실험에 대하여 다루었다. 우선 자기 벡터 좌위와 원통 좌표계로부터 얻어진 가동자석형 LOA의 해석해로부터 추력상수, 역기전력 상수, 인덕턴스와 같은 제어정수를 도출하였고, 도출된 제어정수는 유한요소 해석과 실험적 방법에 의해 얻어진 제어정수와의 비교로부터 타당성이 입증되었다. 그 다음 운동방정식 및 전압 방정식으로부터 상태방정식을 도출한 후 도출된 상태방정식을 사용하여 동특성 시뮬레이션 알고리즘을 세웠다. 도출된 제어정수를 시뮬레이션알고리즘에 적용하여 가동자석형 LOA의 변위와 전류와 같은 동특성을 다양한 주파수에 대하여 예측하였고, 예측된 동특성은 실험을 통하여 검증되었다. 마지막으로, DSP 혹은 마이크로프로세서 (80196)를 사용하여 양방향 전압구동을 실행하고 스프링이 있는 경우의 공진 주파수가 가동자석형 LOA의 동특성에 미치는 영향에 대한 연구를 향후 수행할 것이다.

감사의 글

이 논문은 산업자원부에서 시행한 전력산업 인프라 구축지원 사업으로 수행된 논문입니다.

참 고 문 헌

[1] S. A. Nasar, *Linear electric motors: theory, design and practical applications*, Prentice-Hall, Inc., 1987

[2] E. R. Laithwaite, *A history of linear electric motors*, published by macmillan education Ltd, 1987

[3] I. Boldea, S. A. Nasar, *Linear electric actuators and generators*, Cambridge University Press, 1997

[4] 山田 一, *리니어 모터 응용 핸드북*, 일본 공업조사회, 1985

[5] Nicola Bianchi, "Analytical Computation of Magnetic Fields and Thrusts in a Tubular PM Linear Servo Motor," *IEEE IAS*, vol.1, pp.21-28, Oct. 2000.

[6] I. Boldea, S. A. Nasar, "Linear electric actuators and generators," *IEEE Trans. on Energy Conversion*, vol. 14, no. 3, 1999

[7] S. M. Jang, J. Y. Choi, S. H. Lee, H. W. Cho and W. B. Jang, "Analysis and Experimental Verification of moving-magnet Linear Actuator with Cylindrical Halbach array," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 40, no. 4, pp.2068-2070, July. 2004.

[8] David L. Trumper and Mark E. Williams, "Halbach Arrays in Precision Motion Control," *The Art and Science of Magnet Design*, vol. 1, Feb. 1995.

[9] Jiabin Wang, Geraint W. Jewell and David Howe, "A General Framework for the Analysis and Design of Tubular Linear Permanent Magnet Machines," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 35, no. 3, pp.1986-2000, May. 1999.

[10] Won-jong Kim, Bryan C. Murphy, "Development of a Novel Direct-Drive Tubular Linear Brushless Permanent-Magnet Motor," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 3, pp.1664-1671, Oct. 2003.

[11] David L. Trumper, Won-jong Kim and Mark E. Williams, "Design and Analysis Framework for Linear Permanent-Magnet Machines," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 32, no. 2, pp.371-379, 1996.

[12] Duane Hanselman, *Brushless Permanent Magnet Motor Design*. The Writer's Collective, 2003.

[13] J. R. Hendershot and TJE Miller, "Design of Brushless Permanent Magnet Motors," Magna Physics Publishing and Clarendon Press, 1994.

[14] Mikhaeil-Boules, N., "Design and analysis of linear actuator for active vibration cancellation," in

Proc. IEEE IAS 30th Annu. Meet., vol. 1, pp. 469-475, Oct. 1995.

[15] Sang-Sub Jeong, Dynamic analysis of linear oscillatory actuator for vibration control system, Ph.D. dissertation, Chungnam Nat'l Univ., Korea, 2002.

저 자 소 개



장석명 (張錫明)

1949년 7월 3일생. 1986년 한양대 대학원 전기공학과 졸업(공학박사). 1989년 미국 Univ. of Kentucky (방문연구교수), 1978년~현재 충남대 전기공학과 교수, 현재 당학회 부회장, 전기기기 및 에너지 변환 시스템 부분회 회장
Tel : 042-821-5658
E-mail : smjang@ee.cnu.ac.kr
Homepage : http://sems.cnu.ac.kr



최장영 (崔璋英)

1976년 10월 20일생. 2003년 충남대 전기공학과 졸업. 2005년 동 대학원 전기공학과 석사 졸업. 2005년~현재 동 대학원 전기공학과 박사과정.
Tel : 042-821-7608
E-mail : aramis76@cnu.ac.kr



조한욱 (趙漢旭)

1976년 12월 3일생. 2002년 충남대 전기공학과 졸업. 2004년 동 대학원 전기공학과 석사 졸업. 2004년~현재 동대학원 전기공학과 박사과정
Tel : 042-821-7608
E-mail : hwcho@cnu.ac.kr