

자기 부상 방식 구동원리를 이용한 다자유도 정밀 위치 시스템의 최적 설계, 모델링 및 제어에 관한 연구

정 광 석[†] · 백 윤 수^{*}

(2000년 4월 25일 접수, 2001년 3월 7일 심사완료)

A Study on the Optimal Design, Modeling and Control of the Multi d.o.f Precision Positioning System Using Magnetic Levitation Actuating Principle

Kwang Suk Jung and Yoon Su Baek

Key Words : Magnetic Levitation(자기 부상), Narrow Gap Principles(박형 간극 원리), Optimization(최적화), Magnetic Field(자기장), Linear Perturbation Method(선형 섭동법)

Abstract

The multi degree of freedom system using magnetic levitation has been implemented successfully. Differently from another noncontact systems, the developed system was focused on the maximization of the system stiffness under the constraint of a limited input. The variation of a relative adopting point between the magnetic pair, its location on the fixed base, and the selection of optimal specifications for the main active magnetic elements give us another chance to realize the increased robustness against external disturbances with the less control inputs. In this paper, the overall development procedures are given including the optimal design, the dynamic modeling, the various control tests, and the main issues to be solved.

1. 서론

자기 지지 기술(Magnetic Suspension Techniques)을 이용하는 시스템의 정밀도 한계는 전적으로 적용되는 측정 기구와 제어 방법에 달려있다. 그러나 MST는 기계적인 접촉으로 인한 쿨롱 마찰과 같은 비선형 항을 배제하기 때문에 이론적으로 구현 가능한 운동 정밀도에 한계가 없다. 또한 가동 요소가 단지 하나일 경우에는 능동 소자의 추가 배치에 의해 시스템의 자유도를 확장하는 것이 매우 용이하다. 따라서 압전 소자나 형상 기억 합금과 같은 기능 소자를 대체하는 MST가 최근 들어 활발히 연구되고 있다.⁽¹⁻³⁾ 초기의 MST는 요소들 간의 간극이 매우 적은 기구들(narrow gap device)인, 제어 문제가 일반적으로 간극을 설정 점 주위에서 유지시키는 형태인 비접촉식 자기 베어링과

자기 부상 열차에 중점을 두고 연구가 진행되어왔다.^(4,5) 현재의 MST는 제어 문제가 자기장 안에 놓여있는 공칭 작동 점 주위의 제한된 영역 안에서 시스템 끝단에 추종 성능을 제공하는 것을 제외하고는 같은 얇은 간극 원리(narrow gap principle)에 기초하고 있다. 최근에 MST를 이용하는 시스템이 웨이퍼 스테퍼(wafer stepper)와 같은 반도체 제조 장비나 반도체 검사 장비 등의 적용을 위해 개발되고 있기 때문에 그러한 시스템의 추종 성능이 더욱 중요해지고 있다.^(6,7)

위의 MST를 이용한, 추종 성능에 중점을 두어 개발된 마이크로 포지셔닝 시스템이나 마이크로 조작기는 각각 응용 목적에 적합한 구동 원리와 목표 성능을 취하고 있다. Halbach 자기 배열을 이용한 포토 리소그래피 공정의 웨이퍼 스테퍼 스테이지 개발⁽⁶⁾이나 로렌즈 구동기를 이용한 로봇 메커니즘의 정밀 운동기기,⁽⁸⁾ 그리고 직류 전자석을 이용한 집적 회로의 접촉식 검사 장비⁽⁷⁾ 등 다양한 사례들이 보고되고 있다. 본 연구에서 저자는 새로운 방식의 다자유도 정밀 위치 시스템을 제안한다. 기존의 기구와는 달리 개발된 시스템은

[†] 책임저자, 회원, 연세대학교 대학원 기계공학과

E-mail : jungks@yonsei.ac.kr

TEL : (02)2123-4407 FAX : (02)362-2736

^{*} 회원, 연세대학교 기계전자공학부

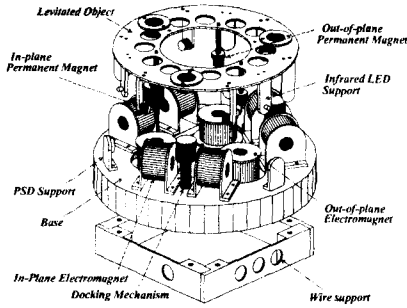


Fig. 1 The perspective layout of the developed multi d.o.f positioning system

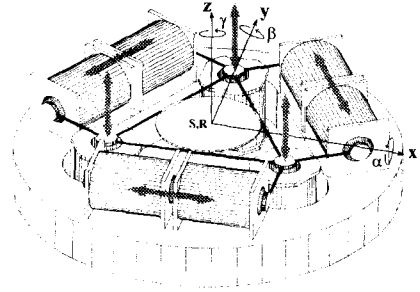


Fig. 2 Concept configuration and six d.o.f principles

최소한의 위치 되먹임만으로도, 즉 6 축 변위 정보 중 어느 한 축의 위치 되먹임 만으로도 가동부의 자체 안정성을 확보하는 것이 가능하며 또한 최소한의 입력으로 가동부 강성을 극대화할 수 있도록 시스템의 모든 스펙을 최적화 하였다.

본 논문의 구성은 다음과 같다. 2 장에서는 제안된 시스템의 최적화를 통한 전체 개발 과정과 구동 원리, 그리고 구동력에 대한 정량적인 모델링 작업을 보정 시험 검증과 함께 서술하고 있으며 이를 통해 폐형 해의 도출 근거를 제시한다. 3 장에서는 전체 시스템 가동부의 해석적 접근을 제시하고 4 장에서는 실제 시스템 전반에 대한 하드웨어 설정과 추종 성능을 포함한 시스템 성능 시험 결과를 나타낸다. 이러한 구동 원리를 이용한 시스템의 중점적 연구 방향과 정밀도 성능 극대화를 위해 해결되어야 할 논제들에 대한 논의를 5 장에 기술하며 6 장에서 결론을 맺는다.

2. 다자유도 자기 부상 방식

마이크로 스테이지

개발된 자기 부상 정밀 위치 기구의 전체 형상은 Fig. 1 과 같다. 영구 자석과 지지 프레임으로 구성된, 로터라고 언급될 가동부가 공심 솔레노이드로 구성된 스테이터 위에서 반발력에 의해 부상한다. 자기 요소들간의 조합은 부상 축의 수직 평면에 놓여있는 영구 자석에도 반발력이 작용하도록 구성되어있다. 또한 시스템은 초기 위치의 반복성을 위해 장착 구조를 갖고 있으며 부상되는 가동부의 공간 위치를 세 개의 이차원 position sensitive detectors(PSD)에 의해 측정한다. 따라서 접평면(in-plane) 운동(x, y, γ)을 위한 자기 요소들과 직교 평면(out-of-plane) 운동(z, α, β)을 위한 자기 요소들의 적절한 조합에 의해 시스템의 전체 자유도를 구현한다. 즉 Fig. 2 에서 세 개의 z 축 방향

힘과 xy 평면에 평행한 나머지 힘들의 조합을 통해서 로터의 전체 운동을 만들어 낸다. 이러한 구조의 특이한 특징은 임의의 한 자유도의 운동이 다른 자유도 운동들의 구속하에서는 안정하다는 것이다. 물론 로터는 어떠한 구속 없이 공간상에서 부상되며 되먹임 위치 신호 없이 전체 자유도의 안정성을 유지하는 것은 불가능하다. 위의 특징은 단지 적어도 한 자유도의 위치 신호만이라도 시스템 제어기로 되먹임 된다면 나머지 모든 자유도의 자체 안정성을 확보할 수 있다는 것을 의미한다.

2.1 지배 구동 원리와 최적화의 필요성

2.1.1 구동 원리

자기 부상 시스템은 대부분의 경우 원천적으로 비선형이고 모델링하기 어렵기 때문에 오차의 누적 없이 정밀한 운동을 반복적으로 구현하기 위해 정량화 하기 어려운 요소를 배제한 자기 요소를 선택하는 것이 바람직하다. Fig. 1 에 제시된 자기 구조는 가동부에 부착된 영구 자석들과 강자성 물질에 의한 히스테리시스가 없고, 와전류 손실이 없으며 플럭스 포화가 없는 공심 솔레노이드의 상호작용에 의해 구동 된다. 이때 강한 보자력(magnetization strength)과 응집력(coercive force)을 갖는 네오뉘(advanced NeFeB) 계열의 영구 자석을 이용한다. 그러한 자기 조합을 통해 공심 솔레노이드와 영구 자석으로 구성된 시스템의 축 방향의 안정성을 보장하는 스프링 특성을 갖는 작업 영역이 있다는 것을 알 수 있다. 그러나 이러한 특징은 솔레노이드의 반경 방향으로서는 적용되지 않는다. 공심 솔레노이드와 영구 자석사이의 간극이 일정할 경우 두 요소간의 상호 작용에 의해 발생되는 자기력의 삼차원 분포를 Fig. 3 에 나타낸다. 그림에서 동축 주위의 제한된 영역 안에서 축 방향 힘과 반경 방향 힘은 서로 반대의 구배를 갖고 있다는 것을 알 수 있다.

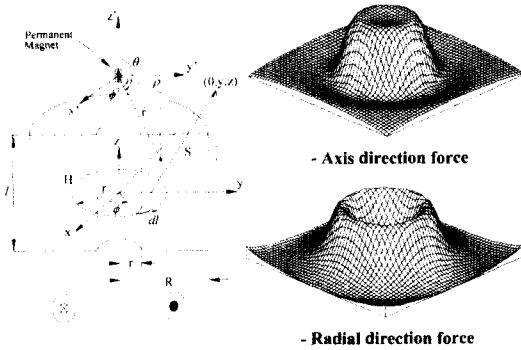


Fig. 3 A current loop, a multi layer air core solenoid, and a permanent magnet coordinates & the three dimensional distribution of the magnetic force on the magnet

2.1.2 최적 설계 및 배치

자기력은 일반적으로 자기 대우사이의 상대 변위, r 과 인가 전류, i 의 함수이고 영구 자석의 운동에 기인하는 역기전력에 의한 자기력은 자기 대우사이의 상대 속도, \dot{r} 의 함수이다. 본 연구에서 r 은 공심 솔레노이드의 상판과 영구 자석사이의 상대 변위를 나타낸다. 따라서 자기력은 강성력 F_s 와 댐핑력 F_d 의 합으로 표시할 수 있으며 전통적인 선형 분석 방법을 이용하여 일차 변분 형태로 표시하면 다음과 같다.⁽⁹⁾

$$\begin{aligned} \delta F(\dot{r}, r, i) &= \delta F_d(\dot{r}, r) + \delta F_s(r, i) = \frac{\partial F_d}{\partial \dot{r}} \delta \dot{r} + \frac{\partial F_s}{\partial r} \delta r + \frac{\partial F_s}{\partial i} \delta i \\ &= c_r \Big|_{r=r_0} \delta \dot{r} + k_r \Big|_{r=r_0, i=i_0} \delta r + k_i \Big|_{r=r_0} \delta i \end{aligned} \quad (1)$$

여기에서 r_0 와 i_0 는 각각 공칭 위치와 공칭 전류를 의미하며 우측 식의 각 계수를 댐핑 계수, 강성 계수, 힘 상수로 표현할 수 있다. Fig. 4 는 공심 솔레노이드에 대한 영구 자석의 상대 위치에 따른 각 계수의 정규화 된 분포를 보여준다.⁽⁹⁾ 그럼에서 알 수 있는 것처럼 각 계수의 크기는 솔레노이드에 대한 영구 자석의 적응 점에 의해 상당한 영향을 받는다는 것을 알 수 있다. 또한 솔레노이드 채적과 인가 전류가 고정되어 있을 때 솔레노이드의 주요 치수와 솔레노이드와 영구 자석간의 상대 위치가 자기력의 크기에도 큰 영향을 미친다.⁽⁹⁾ 추가로 제안된 시스템은 각각의 자기 대우의 조합에 의해 6 자유도를 구현하기 때문에 각 자유도의 민감도 또한 고려되어야 한다. 따라서 각각의 자기 요소의 주요 치수와 자기 대우들간의 적응점 그리고 스테이터 위에서 각 자기 대우들의 적절한 배치 과정 모두 이러한 측면을 고려하여

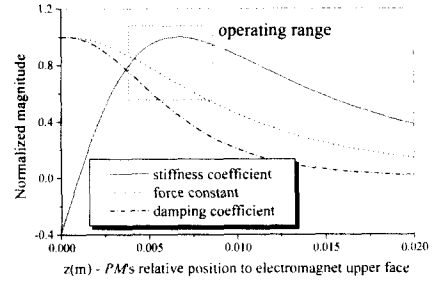


Fig. 4 Variation of each coefficient according to a PM's relative position to the solenoid

Table 1 The optimized specifications of system and the material property of the magnets

| Parameter | Value | |
|----------------------------|---------------------|--------------------------|
| | in-plane solenoid | out-of-plane solenoid |
| inner dia. | 0.016 | 0.016m |
| outer dia. | 0.0362 | 0.0367m |
| Length | 0.0246 | 0.0238m |
| nominal position | 0.0151 | 0.0164m |
| nominal current | 0.4273 | 0.535A |
| coil turns no. | 996 | 986 |
| L | 0.05m | |
| p | 0.0715m | |
| Rotor mass | 274.7g | |
| Mass moment of inertia | I_{xx} | 7.587 kg·cm ² |
| | I_{yy} | 7.588 kg·cm ² |
| | I_{zz} | 12.4 kg·cm ² |
| Permanent magnet(cylinder) | magnetization spec. | 867,000A/m |
| | | $r : 0.005m, l : 0.01m$ |

최적화되어야 한다. 앞서 언급한 각 계수를 기준으로 식 (2)와 같은 목적 함수와, 솔레노이드의 고정된 부피 그리고 제한된 인가 전류 등의 구속 조건을 이용하여 최적화를 수행하였다.

$$\min. \Phi(d_i, D_i, l_i, z_i, I_i, r_p)$$

$$\begin{aligned} \Phi &= [Q \cdot \left(\sum_{j=x,y,z,\alpha,\beta,\gamma} \frac{1}{k_j^2} \right) \\ &+ R \cdot \left(\sum_{j=x,y,z,\alpha,\beta,\gamma} \frac{1}{c_j^2} \right) + \sum_{i=ipi,opi} \frac{1}{k_i^2}] \end{aligned} \quad (2)$$

설계 변수 $d_i, D_i, l_i, z_i, I_i, r_p$ 는 각각 각 솔레노이드의 내경, 외경, 길이, 영구 자석과의 상대 공칭 위치, 인가 전류 그리고 로터의 기준 점으로부터 영구 자석 프레임까지의 거리 등이다. 첨자 i 는 접평면과 직교 평면을 나타내므로 모두 11 개의 설계 변수가 존재한다. 또한 (2)의 k_j, c_j, k_i 는 앞서 언급한 강성, 댐핑 계수, 힘 상수를 의미하며

각 첨자는 자유도를 나타낸다. 식에 포함된 Q, R 은 각 계수의 가중치이며 마지막 항이 식에 포함된 이유는 자기력이 최대가 되는 점과 강성이 최대가 되는 점이 서로 다르기 때문이다. Table 1 에 최적화에 의해 선정된 시스템의 주요 설계 변수를 나타낸다.

2.1.3 기초 자기 소자의 힘 특성과 검증

본 장에서는 앞서 언급한 자기력을 정량화 하는 과정을 논의한다. Fig. 3 과 같이 영구 자석과 솔레노이드의 축 방향을 일치하도록 배치하였을 때 두 요소간의 상호 작용에 의한 자기력과 토크는 영구 자석을 쌍극자 모멘트로 가정할 경우 다음과 같이 표현하는 것이 가능하다.⁽¹⁰⁾

$$F_x = m_z \frac{\partial B_x}{\partial z}, F_y = m_z \frac{\partial B_y}{\partial z}, F_z = m_z \frac{\partial B_z}{\partial z} \quad (3)$$

$$T = m_z \times B = m_z B_x j - m_z B_y i \quad (4)$$

여기에서 m_z 는 자기 쌍극자 모멘트를 나타낸다. 또한 솔레노이드 위에서 영구 자석의 상대 운동에 의해 발생하는 기전력에 의한 댐핑력은 다음과 같이 표현할 수 있다.⁽⁹⁾

$$F_d = m_z \frac{\varepsilon_z}{R} (1 - e^{-l/r}) \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{\partial B_z}{\partial z} \right) \quad (5)$$

따라서 위의 식 (3)과 (5)를 통해 자기력의 정량화는 결국 자기장 B 와 기전력 ε_z 의 계산으로 귀결되는 것을 알 수 있다. 일반적으로 원형 전류 고리가 만드는 자기장을 축 위가 아닌 임의의 위치에서 폐형해로 구하는 것은 적분 형태가 타원형 적분(elliptic integral)의 형태를 취하므로 불가능하고 또한 다중점 공심 솔레노이드는 전류 고리를 중첩해 놓은 형태를 취하므로 하나의 전류 고리가 만드는 자기장의 값을 축 방향, 반경 방향으로 적분한 값을 이용하여 자기장의 값을 수치적으로 계산하게 된다. Fig. 3 의 $(0, y, z)$ 에서의 자기장은⁽⁹⁾

$$B_x = \frac{N\mu_0 I}{4\pi l(R-r)} \int_{-\frac{l}{2}}^{\frac{l}{2}} \int_0^R \int_0^{2\pi} \frac{rz \sin \phi \cdot d\phi dr dz}{(\nu^2 - 2y\nu \sin \phi + y^2 + z^2)^{3/2}} \quad (6)$$

$$B_z = \frac{N\mu_0 I}{4\pi l(R-r)} \int_{-\frac{l}{2}}^{\frac{l}{2}} \int_0^R \int_0^{2\pi} \frac{\nu(\nu - y \sin \phi) \cdot d\phi dr dz}{(\nu^2 - 2y\nu \sin \phi + y^2 + z^2)^{3/2}} \quad (7)$$

이다. 여기에서 l, R, r 은 그림에 제시된 솔레노이드의 각 치수를 나타내며 N 은 코일의 턴수 그리고 μ_0 는 자유 공간의 투자율을 나타낸다. 또한 m_z 에 의해 점 (ρ, θ, ϕ) 에 놓여있는 하나의 전류 고

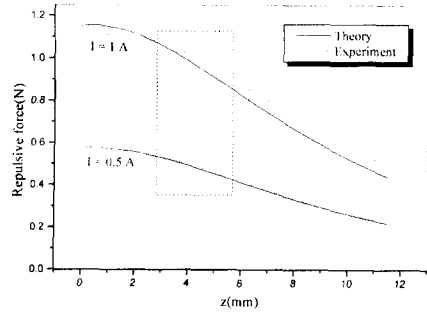


Fig. 5 Comparison the superposed axial force model with calibration test

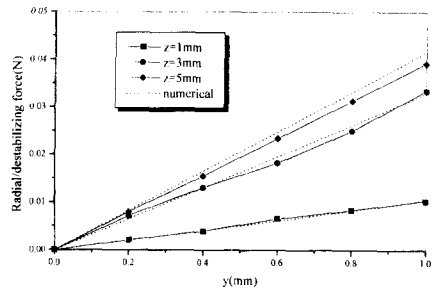


Fig. 6 Comparison the numerically superposed radial force model with experiment

리에 유기되는 유도 기전력은⁽¹⁰⁾

$$\varepsilon_z = - \frac{\partial \Phi}{\partial z} \frac{\partial z}{\partial t} = - \frac{d}{dt} \int_c A \cdot dl = - \frac{d}{dt} \left[\frac{\mu_0 m_z \rho^2}{2(z^2 + \rho^2)^{3/2}} \right] \quad (8)$$

이므로 앞의 식 (6), (7)처럼 반경 방향, 축 방향으로 적분을 수행하여 전체 유도 기전력을 계산할 수 있다. 공심 솔레노이드의 감은 수가 크기에 이러한 가정은 적절한 것으로 판단된다.

Fig. 5, 6 은 이론 모델링 작업의 보정 실험 결과이다. 그림에서 축 방향 힘에 대한 이론 모델링은 식 (3)과 (7)을 조합하여 계산한 결과이며 실제로 수치 적분은 수렴성이 뛰어난 Advanced Simpson algorithm 을 통해 수행하였다.

2.2 폐형 해 유도과 타당성 검증

앞서 수행된 자기력에 대한 정량화 작업은 수치적인 방법을 이용해야 하므로 실제 전체 시스템의 모델링이나 제어에 사용하는 데에는 한계가 있다. 그러나 $y=0$ (자기 요소들이 동축상에 놓여있을 경우)일 경우 앞서 유도한 식 (6)과 식 (8)의 적분 형태는 다음과 같이 폐형 해로 구하는 것이 가능하다.⁽⁹⁾

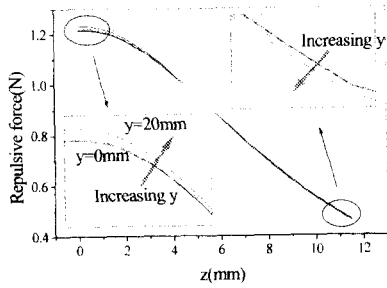


Fig. 7 Numerical analysis of the axial forces for variation of y

$$B_z = \frac{\mu_0 NI}{2l(R-r)} \left[\left(z + \frac{l}{2} \right) \ln \frac{R + \sqrt{R^2 + (z+l/2)^2}}{r + \sqrt{r^2 + (z+l/2)^2}} + \left(z - \frac{l}{2} \right) \ln \frac{r + \sqrt{r^2 + (z-l/2)^2}}{R + \sqrt{R^2 + (z-l/2)^2}} \right] \quad (9)$$

$$\Phi(z) = \frac{\mu_0 m_z N}{2(R-r)l} \left[\left(z - \frac{l}{2} \right) \cdot \ln \frac{r + \sqrt{r^2 + (z-l/2)^2}}{R + \sqrt{R^2 + (z-l/2)^2}} + \left(z + \frac{l}{2} \right) \cdot \ln \frac{R + \sqrt{R^2 + (z+l/2)^2}}{r + \sqrt{r^2 + (z+l/2)^2}} \right] \quad (10)$$

본 연구에서 고려되는 시스템의 작동 영역이 4mm 이내로 매우 적기 때문에 위와 같은 식을 작동 영역 안에서 임의의 y에 대해 적용할 수 있다고 가정한다. 실제로 Fig. 7에서 확인할 수 있듯이 y를 20mm까지 변화 시켜도 축 방향 자기력의 크기는 5% 이내인 것을 알 수 있다. 또한 이렇게 작은 작동 영역 안에서는 반경 방향 자기력이 축 방향 자기력에 비해 아주 적기 때문에 그 정량적인 크기를 상수로 취해도 전체 시스템의 동특성에 큰 영향을 주지 않는 것을 알 수 있다.

3. 전체 시스템의 이론적, 실험적 동정

개발된 시스템의 완전한 특성은 로터의 공간상의 위치와 포토셀에 조사되는 LED 빛의 사영 위치 사이의 기구학적 관계와, 로터의 설정 위치와 솔레노이드에 인가되는 전류 사이의 동적 관계의 규명을 필요로 한다.

3.1 기구학적 관계

공간상에서 로터의 위치와 자세는 광학적 수단을 이용하여 얻는다. 즉, 스테이터의 원주 둘레에 120° 간격으로 놓여있는 세 개의 광학 셀과 로터

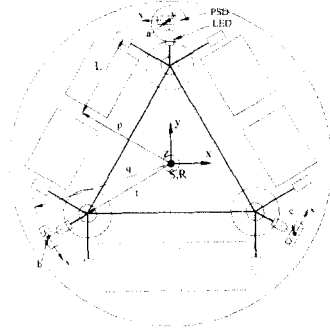


Fig. 8 Upper view of the entire system and the parameters

에 120° 간격으로 부착되어 동일 평면상에서 빔을 방출하는 세 개의 LED 빔 사이의 상호 작용에 의해 구현한다. 셀의 활성창에 조사된 빔 스폿의 위치는 광전 현상에 의해 셀에 유도된 전류를 측정하여 얻을 수 있다. 실제 로터의 위치와 빔 스폿 위치와의 상관 관계는 복잡한 기구학적 관계를 갖지만 로터의 이동량이 대단히 적기 때문에 고차항을 무시하면 비교적 간단하게 구할 수 있다.

$$\begin{bmatrix} a_x \\ a_y \\ b_x \\ b_y \\ c_x \\ c_y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & q \\ 0 & 0 & 1 & q & 0 & 0 \\ 1/2 & -\sqrt{3}/2 & 0 & 0 & 0 & q \\ 0 & 0 & 1 & -q/2 & \sqrt{3}q/2 & 0 \\ 1/2 & \sqrt{3}/2 & 0 & 0 & 0 & q \\ 0 & 0 & 1 & -q/2 & -\sqrt{3}q/2 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ \alpha \\ \beta \\ \gamma \end{bmatrix} \quad (11)$$

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ \alpha \\ \beta \\ \gamma \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -2/3 & 0 & 1/3 & 0 & 1/3 & 0 \\ 0 & 0 & -1/\sqrt{3} & 0 & 1/\sqrt{3} & 0 \\ 0 & 1/3 & 0 & 1/3 & 0 & 1/3 \\ 0 & 2/3q & 0 & -1/3q & 0 & -1/3q \\ 0 & 0 & 0 & 1/\sqrt{3}q & 0 & -1/\sqrt{3}q \\ 1/3q & 0 & 1/3q & 0 & 1/3q & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_x \\ a_y \\ b_x \\ b_y \\ c_x \\ c_y \end{bmatrix} \quad (12)$$

위 식에서 $x \sim \gamma$ 는 로터의 섭동을 나타내며 $a_x \sim c_y$ 는 Fig. 8에 묘사되어있는 것처럼 각 PSD 셀에 조사되는 빔의 2차원 스폿 위치를 나타낸다.

3.2 로터 섭동의 동적 변환

로터가 공간상에서 공간상에서 $(\delta x, \delta y, \delta z, \delta \alpha, \delta \beta, \delta \gamma)$ 의 섭동을 취할 때 자기 요소들간의 자기력은 앞서 언급한 것처럼 강성력과 댐핑력의 합으로 표현하는 것이 가능하다는 것을 보였다. 이러한 형태의 적은 간극을 갖는 시스템은 공칭 위치에서 실제 비선형 힘 분포의 테일러 급수 전개에 기초한 선형 시스템 분석과 제어 로직을 이용한다는 것을 상기하면 앞서의 자기력의 변분 형태와 실제

자기력 이론 모델링간의 결합에 의해 다음의 식이 성립하는 것을 알 수 있다.

$$\begin{aligned} \delta F(\dot{r}, r, i) &= c_r \Big|_{r=r_0} \delta \dot{r} + k_r \Big|_{r=r_0, i=i_0} \delta r + k_i \Big|_{r=r_0} \delta i \\ &= m_z \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\varepsilon_z}{R} \right) \frac{\partial}{\partial i} \left(\frac{\partial B_z}{\partial z} \right) \Big|_{r=r_0} \delta \dot{r} \\ &\quad + m_z \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\partial B_z}{\partial z} \right) \Big|_{r=r_0, i=i_0} \delta r + m_z \frac{\partial}{\partial i} \left(\frac{\partial B_z}{\partial z} \right) \Big|_{r=r_0} \delta i \end{aligned} \quad (13)$$

위의 식을 이용하면 전체 시스템은 솔레노이드와 영구 자석사이에 가상 스프링과 댐퍼가 있는 등가 시스템으로 간주 할 수 있다. 따라서 전체 동특성에 대한 지배식은 전통적인 진동 시스템의 해석 방법을 이용하여 쉽게 유도할 수 있다. 로터의 섭동에 대하여 운동 방정식은 다음과 같다.⁽⁹⁾

$$M\delta\ddot{r} + C\delta\dot{r} + K\delta r = I\delta i \quad (14)$$

여기에서

$$M = [m, m, m, I_{xx}, I_{yy}, I_{zz}]$$

$$C = [3c_{ip}, 3c_{ip}, 3c_{op}, 1.5t^2c_{op}, 1.5t^2c_{op}, 6p^2c_{ip}]$$

$$\begin{aligned} K &= [2.4k_{ip} - 0.6k_{op}, 2.4k_{ip} - 0.6k_{op}, 3k_{op} - 1.2k_{ip}, \\ &\quad 1.5t^2k_{op} - 0.6(L^2 + p^2)k_{ip}, 1.5t^2k_{op} - 0.6(L^2 + p^2)k_{ip}, \\ &\quad (6p^2 - 1.2L^2)k_{ip} - 0.6t^2k_{op}] \end{aligned}$$

$$I = \begin{bmatrix} 0 & 0 & k_{opi} & tk_{opi} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & k_{opi} & -\frac{tk_{opi}}{2} & \frac{\sqrt{3}tk_{opi}}{2} & 0 \\ 0 & 0 & k_{opi} & -\frac{tk_{opi}}{2} & -\frac{\sqrt{3}tk_{opi}}{2} & 0 \\ 0.5k_{ipi} & \frac{\sqrt{3}k_{ipi}}{2} & 0 & 0 & 0 & -pk_{ipi} \\ -0.5k_{ipi} & -\frac{\sqrt{3}k_{ipi}}{2} & 0 & 0 & 0 & pk_{ipi} \\ -k_{ipi} & 0 & 0 & 0 & 0 & -pk_{ipi} \\ k_{ipi} & 0 & 0 & 0 & 0 & pk_{ipi} \\ 0.5k_{ipi} & -\frac{\sqrt{3}k_{ipi}}{2} & 0 & 0 & 0 & -pk_{ipi} \\ -0.5k_{ipi} & \frac{\sqrt{3}k_{ipi}}{2} & 0 & 0 & 0 & pk_{ipi} \end{bmatrix}^T$$

위식에서 M, C, K 는 주어진 항들을 대각 요소로 갖는 대각 행렬들이며 하첨자 ip 와 op 는 각각 평면 자유도와 직교 자유도를 위한 솔레노이드를 의미한다. 전체 자유도는 고차항의 무시와 $\cos\theta \cong 1, \sin\theta \cong \theta$ 로 가정하여 비선형화 되었으며 로터의 무게는 직교 평면을 위한 솔레노이드의 공칭 전류에 의해 보상된다. 주의할 것은 앞서 언급한 것처럼 반경 방향의 강성 계수나 힘 상수는 시스템의 제한된 영역 안에서 축 방향 항들에 비해 상당히 작기 때문에 작업 영역의 끝단 위치의 값을 고려

하여 축 방향 항들의 20%로 일관되게 고려하였다. 이러한 사실은 Fig. 5, 6의 보정 시험에서도 확인할 수 있다. 따라서 폐형 해의 도출이 어려운 음의 강성을 갖는 반경 방향 계수들의 수치 해석 최대값을 취하여 시스템의 안정성에 대한 검증 작업을 수행한다. 위의 식 (14)를 통해 시스템의 모든 자유도가 점근적으로 안정하다는 것을 알 수 있다. 즉 시스템이 공칭 위치에 놓여있을 때에 일정 영역 안에서는 외부의 제한된 방해력에 상관없이 자체 안정성을 갖는다. 물론 이것은 자기 요소들간의 축의 불일치에 의해 발생하는 토크를 전혀 고려하지 않았기 때문에 생긴 결과로서 식 (14)를 전체 시스템의 운동 방정식이 아니라 다른 자유도의 구속하에서 유도된 각 자유도의 독립적인 운동 방정식이라 생각하는 것이 더욱 합리적이다.

4. 하드웨어 구축 및 제어 결과

2장에서 언급한 것처럼 시스템 구현에 앞서 이론 모델링을 검증하고 수치 해석 결과를 실제 경우와 비교하기 위해 다양한 보정 실험을 수행하였다. 여기에서는 앞서 구축된 모델링 데이터를 기초로 구축된 시스템의 다양한 성능 시험과 제어 시험에 대한 결과와 시스템 제어에 관련된 주요 논제들을 논의한다. 그러나 주어진 결과는 시스템의 물리적 범주 안에서 이해해야 한다. 즉, 자기력과 기전력 모델은 적절한 가정을 통해 유도되었기 때문에 모든 결과에는 약간의 변수 변화가 있다. 또한 위치 정보를 위한 광 센서들은 시스템으로부터 구현할 수 있는 정밀도와 대역폭을 제한하는 제한된 분해능과 응답 속도를 제공한다.

4.1 하드웨어 설정

구축된 자기 부상 위치 기기는 주 제어가 하위 레벨 제어기 개념 없이 모든 과정을 처리하는 단일 레벨 제어 방식으로 구동 된다. 즉 기구학적 변환, 앞먹임 루프에 사용되는 동특성의 고려, 그리고 각 축의 궤적 설정 등의 모든 작업이 펜티엄 마이크로 컴퓨터에서 일괄적으로 처리된다. 실제로 로터의 공간상의 위치는 PSD S2044(Hamamatsu co.)에 조사되는 890nm (GaAlAs) 적외선 LED의 스폿 위치를 측정하여 계산된다. 이러한 변위 신호는 저대역 통과 필터를 거쳐 100KHz 16-bit PCL-816 아날로그-디지털 변환기(Advantech co.)에서 디지털 신호로 변환된 후 위의 변환기의 정량 오차를 보상하기 위해 디지털 필터에서 처리된다. 최종 신호는 제어 루프로 되먹임 되고 계산된 제어 입력이 12-bit PCL-726 디지털-아날로그 변환기

(Advantech co.)를 통해 아날로그 신호로 변환된 후 아날로그 신호에 해당하는 진류가 선형 서보 증폭기 Glentek GA455P를 통해 각 솔레노이드에 인가

된다.

4.2 실험 결과

구축된 시스템의 동특성 모델에 대한 검증을 위해 Fig. 9와 같은 개루프 동특성 시험을 수행하였다. 제안된 시스템은 직교 평면(out-of-plane) 운동 (z, α, β)에 대해 개루프 안정하기 때문에 단지 x 축만이 제어된 상태에서 공칭 입력에 의해 공칭 위치에 놓여있는 로터에 약간의 섭동을 가한 후에 평형점으로 돌아가는 로터의 동특성 결과를 전장에서 수행된 이론 결과와 비교한 것이다. 비교 결과에서 약간의 차이는 전도체인 로터와 공심 솔레노이드 상판에 유기되는 기전력에 대한 무시와 공극을 통한 공기 마찰을 무시했기 때문인 것으로 판단된다.

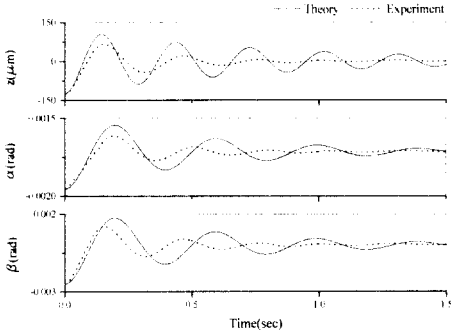


Fig. 9 System identification results (comparison of free vibration tests with the derived equation of motions for the uncontrolled d.o.f)

Fig. 10은 로터의 임의의 위치로부터 공칭 위치까지의 선형 제어 결과를 보여준다. 제안된 시스템

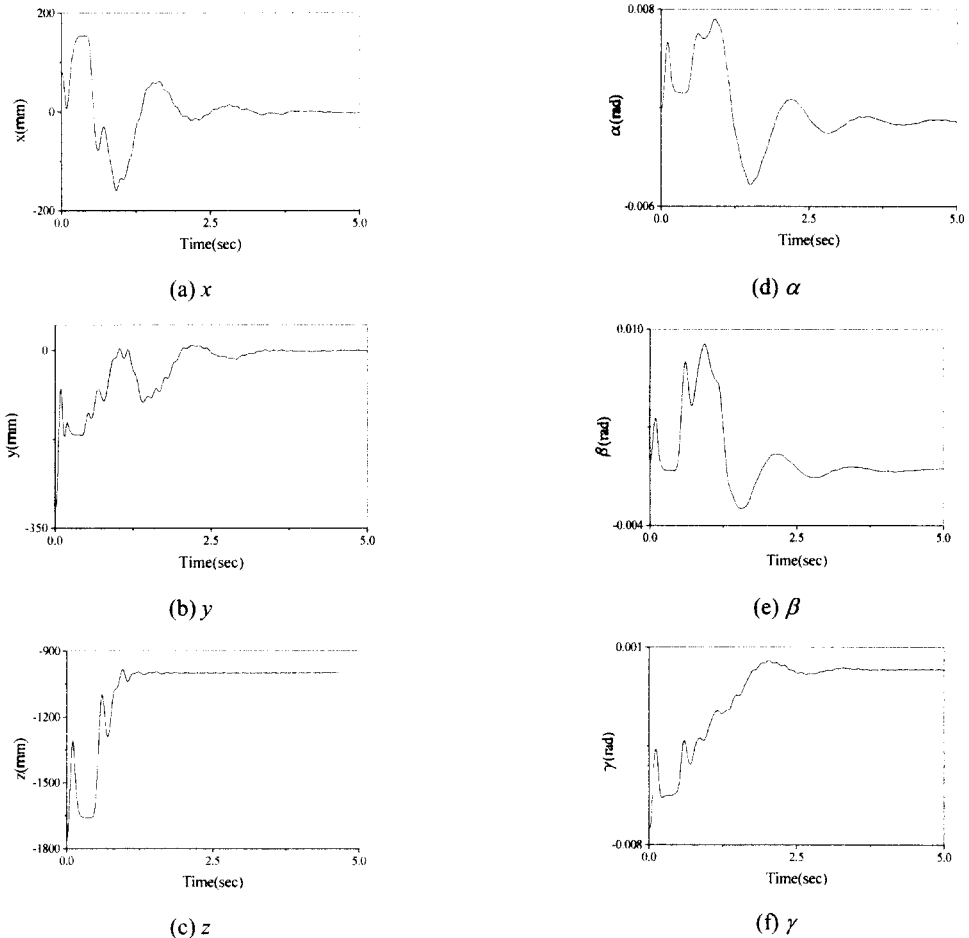


Fig. 10 Six d.o.f motion performance test (from arbitrary point to origin)

템은 전체 자유도에 걸쳐 반발 구조 방식을 취하기 때문에 적절한 초기 공칭 입력에 의해 안정 여

유(stability margin)가 상당히 크다. 따라서 시스템의 동작 범위 즉 x, y, z 방향으로 약 $\pm 4\text{mm}$ 내에서는 식 (1)과 같은 공칭 위치에서 선형화 한 모델만으로도 시스템을 제어하는 데에 큰 무리가 없다. 초기에 장착 구조 위에 놓여 있는 로터에 임의로 약간의 섭동을 준 후 제어 루프를 가동시켜 공간상의 로터 공칭 위치(0,0,1000 μm ,0,0,0)까지 이동시킨 결과이다. 유도된 운동 방정식에서 확인할 수 있는 것처럼 모든 자유도가 비연성화 되어있고 따라서 각 자유도는 독립적으로 제어된다. 따라서 z 축 방향으로의 상대적으로 큰 변위(700 μm) 운동에 대해 나머지 축들의 과도 응답이 영향을 받는다. 이러한 효과는 앞먹임 제어 루프에서 보상되어야 할 항들이며 앞으로 연구될 주요 논제이다. 그러나 최종 안정 상태 오차는 광 센서의 분해능 만큼 적다는 것을 알 수 있다.

Fig. 11은 z 축 방향으로의 계단 입력 제어의 결과를 보여준다. 3σ 판별 기준을 사용하여 잡음 레벨을 고려하면 0.1 μm 보다 좋은 반복 정밀도가 얻어지는 것을 알 수 있다. 이러한 사실은 광 센서의 작동 범위가 4.7mm 이고 아날로그-디지털 변환기가 16bit 의 변환 능력을 갖는다는 것을 알면 쉽게 이해될 수 있다. 즉 최소 카운트당 변환기의 정량 레벨은 약 0.07 μm 이다. 따라서 변환기의 전자 잡음이나 정량 오차를 고려하더라도 Fig. 11에 주어진 잡음 수준은 만족스러운 것으로 판단된다. 그러나 Fig. 12에서는 센서 잡음을 제거하기 위해 되먹임 루프 안에 구축된 10-Hz Butterworth 필터의 느린 동특성으로 인해 초기 과도 응답이 상대적으로 느린 것을 확인할 수 있다.

5. 주요 논제 및 연구 계획

앞장에서 논의된 결과들은 구축된 자기 부상 방식의 정밀 위치 시스템의 이론적으로 구현할 수 있는 운동 정밀도에 한계가 있지 않다는 것을 간접적으로 증명해주는 결과들이며 그러한 정밀도는 더욱 정도가 높은 측정 기기를 사용하던가 아니면 센서 작동 영역의 축소에 의해 더욱 배가 될 수 있다는 것을 알 수 있다. 일반적으로 PSD 신호의 증폭 비는 최대 스폿 위치의 증폭 신호가 보통 $\pm 10\text{V}$ 로 고정되어있는 아날로그-디지털 변환기의 입력 범위 안에서 유지되도록 결정한다. 따라서 운동 정밀도는 산술적으로 PSD의 작동 영역을 줄이고 신호의 증폭 비를 증가시켜 확대할 수 있

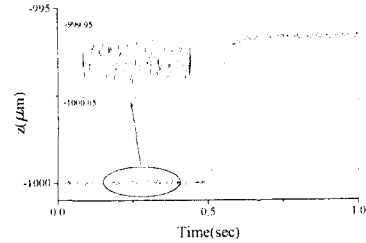


Fig. 11 Z-axis step input control (4 μm)

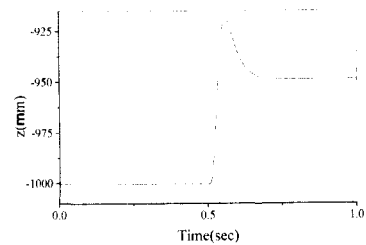


Fig. 12 Z-axis step input control (50 μm)

다. 따라서 센서 분해능과 작동 영역 사이에 trade-off가 있다는 것을 알 수 있다. 분해능을 유지하면서 작업 영역을 더욱 확대시키기 위해 공칭 전압을 각 단계마다 인가하고 인가 전압과 실제 신호와의 차를 증폭하면 비교적 쉽게 작동 영역을 확대시킬 수도 있다.

앞장의 추종 성능 시험에서 드러난 것처럼 한 축의 큰 운동에 대한 영향으로 다른 자유도에 대한 과도 응답이 상당한 영향을 받는 것을 확인할 수 있다. 이러한 현상은 비연성 되지 않는 시스템을 비연성화 시스템으로 모델링하여 제어를 수행했기 때문에 나타난 결과이며 이러한 문제에 대한 해결책으로 여러 가지 사항들을 고려해 볼 수 있다. 첫째로 자기 요소들간의 더욱 정확한 상호 작용과 주위 요소들간의 중첩된 결과까지 모두 모델링하여 각 자유도간의 연성 효과를 확실하게 보상하는 방법을 생각할 수 있다. 둘째로 구동력이 작용하는 평면이 가동부의 무게 중심을 통과할 수 있도록 보정 시험이나 제작시 충분한 고려가 있다면 어느 정도 자유도간의 연성 효과가 절감될 수 있을 것으로 판단되며 이러한 보상이 어려울 경우에는 제어 루프에서 이러한 무게 중심과 구동력 작용 평면 사이의 오프셋에 의해 발생하는 모멘트 효과를 보상해 주는 방법을 고려할 수 있다. 셋째로 구동기의 배치를 기준으로 하는 좌표계의 도입에 의해 동일한 효과를 기대할 수도 있을 것으로 판단된다. 위의 사항들은 비접촉식 구동기에서 기본적으로 수반되는 문제들이므로 앞으로 중점적으

로 수행될 사항들이다.

6. 결 론

자기 부상 방식의 6 자유도 정밀 위치 시스템을 제안하고 성공적으로 구축하였다. 기존 비접촉식 시스템과는 달리 개발된 시스템은 제한된 입력 전원의 구축하에서 시스템 강성을 극대화할 수 있도록 최적화하였다. 이러한 특성은 자기 부상 방식이 필연적으로 수반하는 시스템 불안정성과 외력에 대한 민감도를 절감할 수 있는 큰 장점을 갖고 있다. 구동 원리에 대한 정량적 모델링 작업을 통해 전체 시스템에 대한 제반 특성의 이론적 모델링 작업을 수행하였고 추종 성능과 반복 정밀도를 비롯한 구축된 시스템의 다양한 성능 시험에 대한 결과를 제시하였다. 아울러 이러한 비접촉식 구동기에 수반되는 문제들에 대한 논의 제기와 추후 시스템 운동 정밀도 증가를 위해 수행해야 할 연구 과제를 논의하였다.

후 기

본 연구는 2000년도 한국과학재단 목적 기초 연구 과제(2000-1-30400-009-3)의 연구비 지원에 의한 연구 결과이며, 이에 관계자 여러분께 감사 드립니다.

참고문헌

- (1) Corb, B. W., Ringger, M., and Guntherodt, H. J., 1985, "An Electromagnetic Microscopic Positioning Device for the Scanning Tunneling Microscope," *J. of Apply Physics*, Vol. 58, No. 11, pp. 3947~3953.
- (2) Smith, D. P. and Elrod, S. A., 1985, "Magnetically Driven Micropositioners," *Rev. Sci. Instrum.*, Vol. 56, No. 10, pp. 1970~1971.
- (3) Jeong, M. C. and Busch-Vishniac, I. J., 1991, "A Submicron Accuracy Magnetic Levitation Micro-machine with Endpoint Friction," *Sensors and Actuators*, Vol. 29, pp. 225~234.
- (4) Bleuler, H. and Visser, D., 1994, "New Concept for Cost-Effective Magnetic Bearing Control," *Automatica*, Vol. 30, No. 5, pp. 871~876.
- (5) Tsukamoto, O. and Chen, J. Z., 1988, "A New Magnetic Levitation System with AC Magnets," *IEEE Trans. on Magnetics*, Vol. 24, No. 2, pp. 1497~1500.
- (6) Kim, W. J. and Trumper, D. L., 1998, "High Precision Magnetic Levitation Stage for Photolithography," *Precision Engineering*, Vol. 22, No. 2, pp. 66~77.
- (7) Steve Chen, S. J. and Busch-Vishniac, I. J., 1995, "A Magnetically Levitated, Automated, Contact Analytical Probe Tool," *IEEE Trans. on Semiconductor Manufacturing*, Vol. 8, No. 1, pp. 72~78.
- (8) Hollis, R. L. and Salcudean, S. E., 1993, "Lorentz Levitation Technology : A New Approach to Fine Motion Robotics, Teleoperation, Haptic interface, and Vibration Isolation," *5th Inter. Symp. on Robotics Research, Pennsylvania, The U.S.A.*, Oct.
- (9) 정광석, 백윤수, 2000, "자기 부상 방식 미세 운동 기구의 동적 모델링," *대한기계학회논문집*, 제 24 권, 제 5 호, pp. 1166~1174.
- (10) Vernon D. Barger, 1987, *Classical Electricity and Magnetism*, Massachusetts : Allyn and Bacon.

(1) Corb, B. W., Ringger, M., and Guntherodt, H. J.,