

# 잉여좌표계를 이용한 3-폴 하이브리드형 자기베어링 제어

## Control of a Three-pole Hybrid Active Magnetic Bearing using Redundant Coordinates

박상현† · 이종원\*

Sang-Hyun Park and Chong-Won Lee

**Key Words :** Active Magnetic Bearing (전자기 베어링), Redundant Coordinates (잉여좌표계), Hall Diode (홀센서), Lagrange Equation(라그랑지 방정식), Lagrange Multipliers (라그랑지 승수), Holonomic Constraints (홀로노믹 구속)

### ABSTRACT

In this paper, we propose a linear modeling and identical PD controller design scheme for the three-pole hybrid-type AMB recently developed in the laboratory, which consists of three permanent magnets, providing bias flux, three Hall diodes, measuring rotor displacements, and ring type permanent magnet bearing, stabilizing in axial and tilting directions. Along the three physical coordinates formed by three poles, we introduce the redundant coordinate system and three identical decoupled controllers to construct linear model. The experiments are also carried out in order to verify the effectiveness of proposed controller in stabilizing the transient and steady state response of rotor.

## 1. 서 론

전자기 베어링은 물리적인 접촉을 통해 축을 지지하는 기존의 구름 베어링, 미끄럼 베어링과는 달리 전자기력을 통한 축의 비 접촉 지지를 그 기본으로 하고 있다. 이런 특성 때문에 기계적 마찰이나 윤활의 필요성이 없으며 전기적인 제어가 가능함으로 축의 위치를 아주 높은 정밀도로 유지할 수 있어 고속 정밀 연삭기, 터빈, 진공펌프, 원심분리기 등의 산업분야에 응용되어 왔다. 최근에는 향상된 자성체 개발 및 전기전자 소재의 발달로 시스템의 소형화, 성능 향상, 적은 전력 손실에 초점이 맞춰지고 있다. 특히 회전 원판 시스템에서 혈류 펌프와 하드 디스크 등에 사용되는 전자기 베어링은 소형화와 적은 전력 손실을 요구한다. 그러나 전자기 베어링을 소형화하게 되면 중대형 시스템에 비해 상대적으로 와 전류에 의한 전자기력의 손실 및 철손 감쇠 등의 영향이 커지게 되어 전력 손실이 크고, 정밀 가공 및 제어 기법을 필요로 하게 되었다. 또한 공간상 제한을 많이 받게 되어, 장치 설계가 다소 어려워지게 된다. 최근

들어 소형화와 적은 전력 손실에 적합한 하이브리드형 전자기 베어링이 소개되었다[1,2]. 하이브리드형 자기베어링은 바이어스 자속을 기존의 DC 전류에서 영구자석으로 대체 하여 전력 손실을 줄일 수 있는 자기 베어링이다.

본 논문에서는 소형화에 적합하고 전력손실을 최소화 할 수 있는 새로운 형태의 하이브리드형 3-폴 전자기 베어링을 소개한다. 본 논문의 자기 베어링은 소형화에 보다 유리하도록 바깥쪽에 로터가 위치하였으며 고정자에는 바이어스 자속을 부여해주는 영구자석과 홀 센서가 위치한 서브 폴과 코일이 감겨있는 메인 폴로 이루어져 있다. 그리고 원환 형태의 영구자석 베어링을 이용하여 축 방향과 각 변위 방향은 수동안정성을 이용하고 오직 반경방향만 전자기 베어링을 이용하여 안정화 시킴으로써 전력손실을 최소화 하고자 하였다.

일반적인 3-폴 전자기 베어링은 그 형상의 특이성에서 기인된 큰 비선형성과 연성 때문에 비선형 제어를 사용하는 것이 일반적이다[3]. 그러나 이러한 비선형 제어는 선형제어에 비해 복잡하고 실용적이지 못하다는 단점이 있다. 본 논문에서는 시스템의 형상에 맞는 잉여좌표계를 도입하여 선형 시스템으로 모형화 하고 각축에 독립적인 선형 제어가 가능하다는 것을 설명하고 이를 실험으로 입증하고자 한다.

† 책임저자; 한국과학기술원 기계공학과  
E-mail : ppark-0525@kaist.ac.kr  
Tel : (042) 869-3056, Fax : (042) 869-8220

\* 정회원, 한국과학기술원 기계공학과

## 2. 영구자석을 이용한 수동안정성

본 논문에서는 보다 소형화에 적합하고 전력손실을 줄이기 위해서 원환 형태의 영구자석 베어링을 제안하였다. 축 방향으로 자화된 한 쌍의 영구자석이 척력을 이용하여 회전자의 무게를 지지할 수 있도록 설계되었다. 이 형상은 축 방향과 각 변위 방향으로 양의 강성을 부여해 주고 반경방향으로는 축 방향 강성의 절반 값에 해당하는 음의 강성을 갖는다. 그러나 이 음의 강성 값은 반경방향 자기 베어링이 부여해주는 양의 강성 값에 비해 상당히 작은 값이다. 영구자석 베어링을 이용함으로써 전체 5 자유도의 시스템에서 오직 반경방향으로만 능동 제어를 하여 시스템을 부상시킬 수 있어서 능동소자의 수를 줄여주어 보다 소형화 시스템 구현이 가능하였으며, 에너지 소비를 최소로 줄일 수 있었다. 그러나 영구자석 베어링은 자기 베어링의 강성에 비해 낮은 강성 값과 감쇠 효과가 거의 없기 때문에 시스템의 안정성에 영향을 미칠 수 있다.

## 3. 반경방향 자기 베어링의 작동원리

그림 1 은 본 논문에서 제안한 하이브리드 형 자기 베어링의 단면이다. 제안된 자기베어링은 회전자를 바깥쪽에 위치시킨 형태로 보다 소형화에 유리한 형태이다.

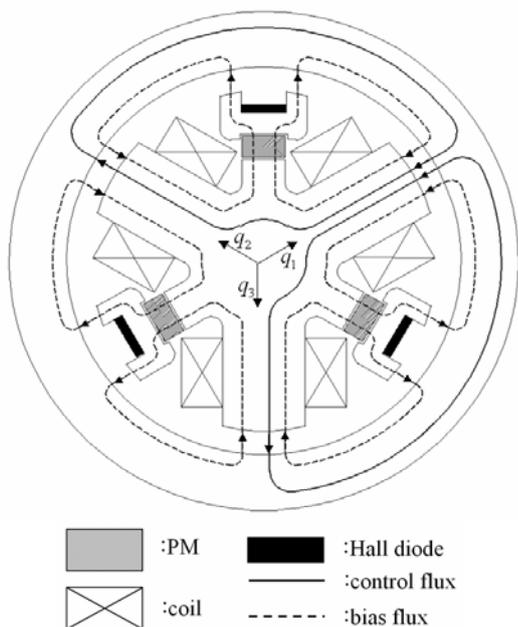


Figure 1. Schematic of the proposed AMB

고정자는 크게 코일이 감겨있는 메인폴과 영구자석이 위치한 서브 폴로 나뉜다. 각 폴은 120 도의 등각으로 이루어져있다. 특히 각 서브폴에는 홀다이오드가 위치하였다. 영구자석에 의해 발생한 바이어스 자속은 회전자로 가기 전에 서브폴의 양 끝으로 나뉘고 회전자를 거쳐서 이웃한 메인 폴로 흐르게 된다. 제어 전류에 의해서 형성된 제어 자속은 각 메인 폴 과 회전자 사이를 흐르게 되는데, 여기서 제어 자속이 서브폴로 흐르지 않는데, 이는 서브폴에 위치한 영구자석의 자기저항이 매우 커서 제어 자속이 흐르지 못하는 것이다. 만약 메인 폴 #1 의 제어 전류가 인가된다면 이에 대응되는 제어 자속이 형성될 것이고 이는 그림의 실선과 같다. 이 같은 제어 자속의 영향으로 메인폴 #2,3 은 기존의 바이어스 자속에 반대되는 방향으로 제어 자속이 형성되어 총 자속이 감소하게 되는 반면, 메인 폴 #1 은 증가한다. 그 결과, 각 메인폴에서 발생된 전자기력의 차이로 인해 회전자는  $-q_1$  방향으로 힘을 받는다.

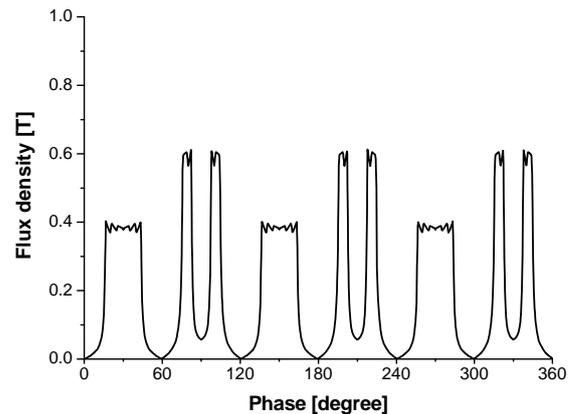


Figure 2(a). Bias flux density distribution

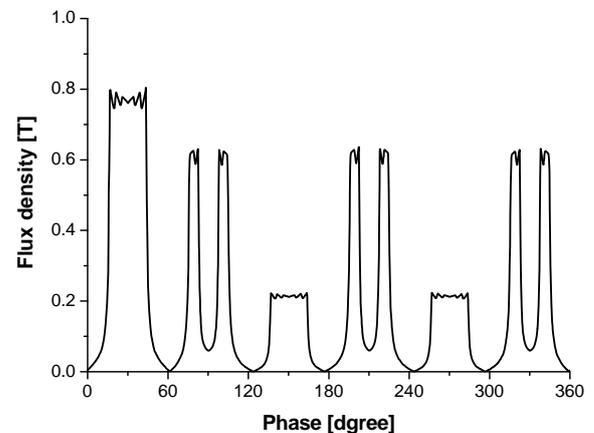


Figure 2(b) Flux density distribution with control current( $i_1 = 1.5A, i_2 = i_3 = -0.75A$ )

전자기 해석 프로그램(Maxwell v10.0)을 이용해 제안된 시스템의 바이어스 자속과 제어 자속을 확인하였고 그 결과는 그림 2 와 같다. 그림 2(a)에서 제어전류는 배제하고 오직 바이어스 자속의 영향을 나타낸 그림이다. 그림에서 알 수 있듯이 메인폴과 서브폴에 각각  $0.4 T$  와  $0.62 T$  의 바이어스 자속밀도가 형성된 것을 알 수 있다. 그림 2(b)는 메인 폴#1 에 최대의 자속이 흐를 수 있도록 제어 전류를 인가해준 경우이다. 메인 폴 #1 에서는  $0.8 T$  로 최대 자속밀도가 자기 포화 상태는 되지 않는 것을 확인할 수 있었다. 그리고 나머지 메인 폴 #2,3 에서는 약  $0.2 T$  의 자속밀도가 형성되었음을 알 수 있다. 특히, 서브폴의 자속밀도는  $0.62 T$  로 제어자속에 영향 받지 않는다는 것 역시 확인할 수 있었다.

#### 4. 잉여좌표계를 이용한 시스템 모델링 및 제어기 설계

제안된 자기 베어링은 세 개의 메인폴과 서브폴이 120 도의 등간격으로 위치한다. 이러한 3 폴 형상은 그 형상에서 기인한 비선형성 때문에 일반적인 직교 좌표계를 이용한 선형화 모델을 구성하기 힘들다. 구체적으로 직교 좌표계를 이용하여 전자기력을 위치와 제어전류에 대해서 선형화 할 때 1 차 선형선형화 계수로 표현할 수 없는 연성항이 나타나게 된다. 이는 직교 좌표계를 이용한 선형화가 불가능 하다는 것을 의미하게 된다. 이 같은 이유로 3 폴 자기 베어링은 비선형 제어를 많이 이용한다[3]. 본 논문에서는 선형 모델을 위해 시스템의 형상과 같은 120 도 등간격으로 이루어진 잉여좌표계 ( $q_1, q_2, q_3$ )를 제안하였다. 주목할 점으로 잉여좌표계는 하나의 구속조건식을 항상 만족 하여야 한다.

$$g : q_1 + q_2 + q_3 = 0 \quad (1)$$

그리고 잉여좌표계를 이용해서 시스템을 모델링 하기 앞서 물리좌표계 ( $y, z$ )와 잉여좌표계 ( $q_1, q_2, q_3$ )사이의 변환 행렬이 필요하다. 그림 3 은 두 좌표계 사이의 관계를 나타낸 그림이고 식 (2)는 변환 행렬,  $\mathbf{T}_s$  이다[4]. 여기에서 제안된 시스템에서는  $\varphi = -30^\circ$  이다. 시스템의 운동방정식을 유도할 때, 물리 좌표계로 표현되는 운동방정식을 식 (2)의 변환행렬을 이용하여 잉여좌표계로

표현할 수 있다.

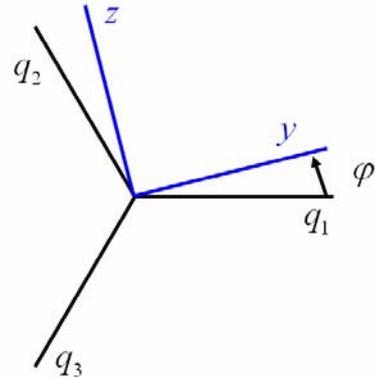


Figure 3. Schematic of transform

$$\mathbf{q}_{y,z,0} = \mathbf{T}_s \mathbf{q}_{123}$$

$$, \text{ where } \mathbf{q}_{y,z,0}^T = [q_y \ q_z \ q_0]^T, \mathbf{q}_{123}^T = [q_1 \ q_2 \ q_3]^T \quad (2)$$

$$\mathbf{T}_s = \frac{2}{3} \begin{pmatrix} \cos \varphi & \cos \left( \varphi - \frac{2\pi}{3} \right) & \cos \left( \varphi + \frac{2\pi}{3} \right) \\ -\sin \varphi & -\sin \left( \varphi - \frac{2\pi}{3} \right) & -\sin \left( \varphi + \frac{2\pi}{3} \right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{pmatrix}$$

여기서  $q_0$  는 단순히 두 좌표계의 좌표 수를 맞춰 주기 위한 모조 변수이다.

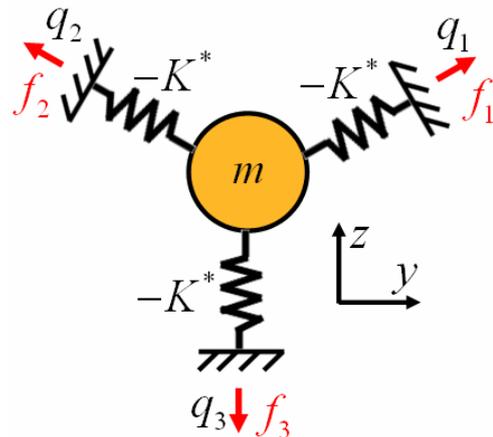


Figure 4. Modeling of the proposed AMB

제안된 자기베어링의 모형화 그림은 그림 4 와 같다. 여기서  $K^*$  와  $f_i$  는 각각 자기 베어링의 위치 강성과 각 방향으로의 전자기력을 의미한다. 지금부터 라그랑지 방정식(Lgrange equation)과 잉여좌표계를 이용하여 운동방정식을 표현 하고자 한다. 그런데 그림에서 알 수 있듯이 2 자유도의 시

시스템을 3 개의 잉여좌표계를 이용하여 모델링을 하기 때문에 1 개의 홀로노믹 구속 조건 (holonomic constraint)이 존재한다는 것은 자명하다. 그 구속조건은 식 (1)과 같다.

$$\frac{d}{dt}\left(\frac{\partial L}{\partial \dot{q}_k}\right) - \frac{\partial L}{\partial q_k} = \sum_{l=1}^m \lambda_l a_{lk} \quad (3)$$

, where  $k=1,2,3 \quad m=1 \quad a_{lk} = \frac{\partial g_k}{\partial q_k}$

이는 홀로노믹 구속조건이 있는 라그랑지 방정식이 필요함을 의미한다. 그리고 식(3)이 홀로노믹 구속조건이 있는 라그랑지 방정식(Lagrange equation for holonomic constraints)이다[5]. 여기서  $L$ 은 라그랑지안(Lagrangian)이고  $\lambda_l$ 는 라그랑지 승수(Lagrange multiplier)이다. 물리적으로 라그랑지 승수는 구속조건(식 (1))을 만족시키는 힘이다. 식 (1)을 고려한 라그랑지안,  $L$ 은 식(4)와 같다.

$$\begin{aligned} L &= T - V \\ &= \frac{1}{2}m(\dot{y}^2 + \dot{z}^2) - \frac{1}{2}(-K^*)(q_1^2 + q_2^2 + q_3^2) \\ &= \frac{2}{9}m\{\dot{q}_1^2 + \dot{q}_2^2 + \dot{q}_3^2 - \dot{q}_1\dot{q}_2 - \dot{q}_2\dot{q}_3 - \dot{q}_3\dot{q}_1\} \\ &\quad - \frac{1}{2}(-K^*)(q_1^2 + q_2^2 + q_3^2) \end{aligned} \quad (4)$$

식(1)과 (4)를 이용하여 식 (3)을 잉여좌표계의 각 축에 대해 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{2}{9}m \begin{pmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{q}_1 \\ \ddot{q}_2 \\ \ddot{q}_3 \end{pmatrix} - K^* \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} q_1 \\ q_2 \\ q_3 \end{pmatrix} \\ = \begin{pmatrix} f_1 + \lambda \\ f_2 + \lambda \\ f_3 + \lambda \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (5)$$

그리고 식 (5)에서  $\lambda_l$ 는 각 축의 전자기력의 힘의 합으로 나타나는 것을 알 수 있다.

$$\lambda = -\frac{1}{3}\{f_1 + f_2 + f_3\} \quad (6)$$

위에서 유도된  $\lambda_l$ 을 운동방정식에 대입하여 정리하면 다음과 같은데,

$$\begin{aligned} \frac{2}{3}m \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{q}_1 \\ \ddot{q}_2 \\ \ddot{q}_3 \end{pmatrix} + (-K^*) \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} q_1 \\ q_2 \\ q_3 \end{pmatrix} \\ = \frac{1}{3} \begin{pmatrix} 2 & -1 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ -1 & -1 & 2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} f_1 \\ f_2 \\ f_3 \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (7)$$

여기에서 질량과 강성 행렬은 대각화 되며 연성항이 없음을 알 수 있으나 전자기력 행렬은 서로 연성되었음을 알 수 있다. 이 연성 항을 없애기 위해서 본 논문에서는 각 축에 독립적인 PD 제어를 제안하였고, 이를 적용하면 각 축의 전자기력은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$f_j = K_i i_j = -K_i K_A K_s [K_p q_j + K_d \dot{q}_j], \quad j=1,2,3 \quad (8)$$

여기에서  $K_i$ 는 전류 강성,  $i_j$ 는 각 축의 제어전류를 의미하며,  $K_s$ ,  $K_A$ 는 각각 센서와 력증폭기 게인을 각각 나타낸다. 그리고  $K_p$ ,  $K_d$ 는 P, D 게인을 말한다. 식 (8)을 식 (7)에 적용하면 운동방정식이 아래 식과 같이 대각화 된다.

$$\begin{aligned} \frac{2}{3}m[\mathbf{I}]\{\ddot{\mathbf{q}}\} + K_d^*[\mathbf{I}]\{\dot{\mathbf{q}}\} + (K_p^* - K^*)[\mathbf{I}]\{\mathbf{q}\} = \{\mathbf{0}\} \\ , \text{where } K_d^* = K_i K_A K_s K_d, K_p^* = K_i K_A K_s K_p \end{aligned} \quad (9)$$

식 (9)에서 알 수 있듯이, 시스템의 운동방정식은 어느 축으로든 같은 식을 갖으며 같은 P,D 게인을 사용한다는 것을 알 수 있다. 특히 초기에 전자기력의 연성항이 각축에 동일한 PD 제어를 이용하여 사라지고 대각화됨을 확인할 수 있다.

## 5. 홀 센서를 이용한 회전체 변위 측정

본 논문에서는 회전자의 위치를 측정하기 위해 홀 센서를 쓸 수 있도록 자기 베어링을 설계하였다. 이는 자기 베어링 시스템에서 센서에서 차지하는 비용을 줄일 수 있을 뿐 아니라 홀 센서를 자기 베어링에 내장시켜서 소형화에 유리한 설계이다.

홀 센서를 자기 베어링의 위치 센서로 쓰기 위해서는 설계 시에 크게 두 가지를 고려해야 한다. 우선 사용되는 홀 센서는 외부의 자기장의 세기에 대응되는 전압을 출력해주는 선형 홀 센서

(Linear Hall effective sensor)인데, 상용화된 대부분의 홀 센서는 위치 센서로 쓰기에 매우 작은 분해능을 갖는다. 다음으로 고려할 점은 홀센서 마운트 위치이다. 위치 센서로 쓰기 위해서는 제어 자속에 영향을 미치지 않는 오직 회전자의 위치에 민감하게 자속이 변할 수 있는 곳에 위치해야 한다. 본 논문에서는 우선 홀 센서가 위치할 곳으로 영구자석이 있는 서브 폴을 선택하였다. 앞에서 설명한 바와 같이 영구자석의 큰 자기 저항 때문에 서브폴은 제어자속의 영향을 받지 않고 오직 회전자의 위치에만 영향을 받는다. 이는 그림 2에서 확인 할 수 있다. 그러나 서브폴은 그림 2에서 알 수 있듯이 약  $0.6 T$ 의 자속 밀도를 갖는다. 그러나 이같이 큰 자속 밀도를 측정할 수 있는 홀 센서는 대부분 매우 작은 분해능을 갖는다. 본 논문에서는 큰 분해능( $5mV/Gauss$ )을 갖는 홀 센서를 쓸 수 있도록 서브폴 끝단의 형상을 그림 4(a)와 같이 설계하였다. 그 결과 대부분의 바이어스 자속은 서브폴 끝단의 양끝으로 흐르게 되고 아주 적은 양(최대  $0.044 T$ )의 자속만이 홀 센서 타겟으로 흐르므로서 높은 분해능을 갖는 홀 센서를 쓸 수 있었다.

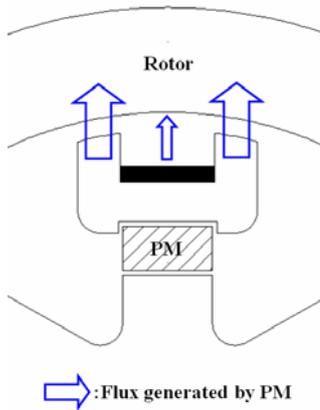


Figure 5(a). Sub-pole with Hall-diode

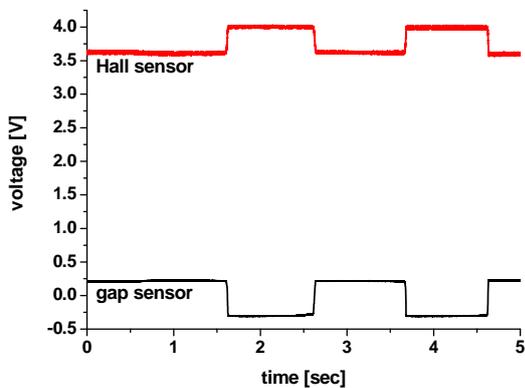


Figure 5(b). Hall sensor's output signal with varying rotor position

그림 4(b)는 회전자의 위치가 변할 때 와전류 타입의 위치 센서와 홀 센서의 출력을 나타낸 그림이다. 그림에서 알 수 있듯이 홀 센서가 상당히 좋은 민감도를 갖는다는 것을 확인 할 수 있었으나 예상한 대로 위치센서에 비해 상대적으로 낮은 분해능을 갖는 것 역시 확인할 수 있었다

## 6. 부상 및 회전 실험

그림 6은 제안된 자기 베어링 시스템의 실험 장치이다. 그림에서 알 수 있듯이 시스템의 회전력을 부여해 주기 위해서 압축공기( $3 \times 10^5 Pa$ )와 두 개의 노즐을 설치 하였으며, 회전자에 음각날개(impeller)를 부착하였다. 그리고 표 1은 자기 베어링의 사양이다.

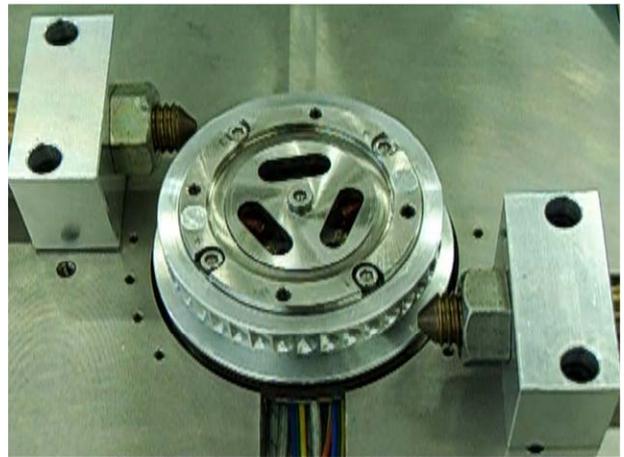


Figure 6. Experimental setup of AMB system

Stator		Rotor	
Diameter	32 mm	Outer diameter	42.4 mm
Thickness	10 mm	Inner diameter	32.4 mm
Thickness of PM	2 mm	Air gap	0.2 mm
No. of Coil	75	Rotor mass	166 g
Displacement stiffness ( $K^*$ )		$4.86 \times 10^4 N/m$	
Current stiffness ( $K_i$ )		10.07 N/A	

Table 1. Specification

제안된 자기 베어링의 선형 모델과 그를 이용한 독립 선형 제어기(P-게인: 3.0, D-게인: 0.006)

를 시험 하기 위해서 본 논문에서는 초기 부상 실험 및 회전 실험을 수행하였다. 그림 7 은 부상 실험 결과다.

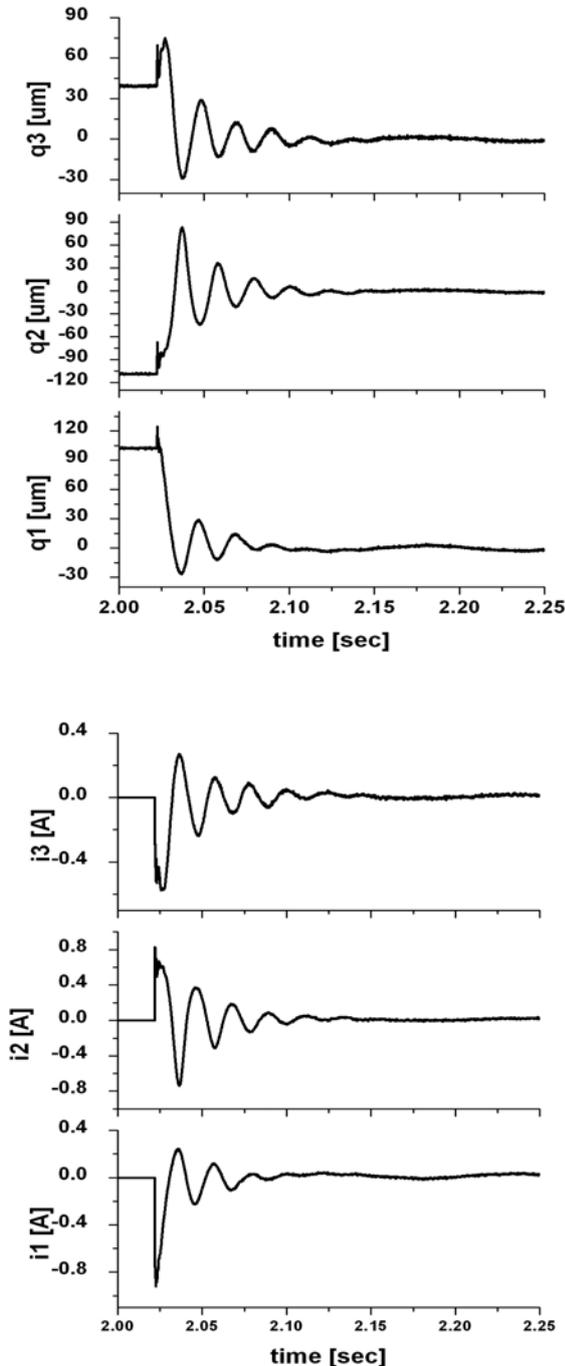


Figure 7. (a) Displacements of the rotor and (b) control currents during start-up test

그림 7(a)의 초기 응답 신호에서 회전체는 약 0.1 초 이내에 안정화 됨을 확인할 수 있었다. 이

는 축 방향과 각 변위 방향으로 수동안정성을 부여해주는 영구자석 베어링의 낮은 감쇠효과 때문이다. 그림 7(b)는 초기 부상실험에 대한 제어 전류를 나타낸 결과다. 결과에서 최대 제어전류는 1.0A 이내이며, 정상상태에서 잔류전류는 10 mA 이내임을 알 수 있다. 여기에서 축 방향과 각 변위의 낮은 감쇠효과가 시스템의 안정성에 영향을 줄 수 있다는 것을 알 수 있다.

그림 8은 회전 실험 시에 5000 rpm 까지 반경 방향 진동크기를 나타낸 그림이다. 시스템의 비상 베어링 간격(120  $\mu m$ )을 고려할 때 최대 30  $\mu m$  내로 회전하고 있음을 확인할 수 있다. 여기서, 약 800 rpm 에서 큰 진동을 보이는 것은 영구자석의 낮은 감쇠효과로 인해서 축 방향의 고유 진동 모드가 크게 나타나고 있음을 알 수 있다.

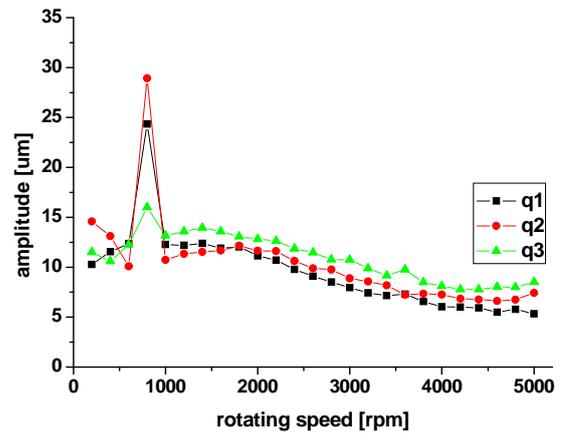


Figure 6. Amplitudes of radial vibrations with the rotational speeds

## 7. 결 론

지금까지 소형화에 적합한 하이브리드형 3-폴 자기 베어링 시스템을 제안하였다. 구체적으로 세 개의 홀 센서를 사용하여 회전자의 변위를 측정하도록 설계하였으며, 축 방향과 각 변위 방향으로 수동안정성을 부여할 수 있도록 영구자석 베어링을 사용하였다. 또한, 3-폴 자기 베어링에서 잉여좌표계를 도입하여 선형화 모델링을 가능하게 하였으며 이를 이용하여 매우 간단한 독립적인 선형 제어기(PD 제어)를 이용할 수 있었다. 마지막으로 부상실험과 회전실험으로 제안된 시스템의 유효성을 확인할 수 있었다.

## 참고문헌

- (1) M. Reisinger, W. Amrhein, S. Silber, 2004, "Development of a Low Cost Permanent Magnet Biased Bearing," *Proc. of the 9th Inter. Symposium on Magnetic Bearings*, Lexington, Kentucky, USA.
- (2) Y. Okada, H. Koyanagi, K. Kakihara, S. Ueno, 2004, "MiracBearing New Concept of Miracle Magnetic Bearings," *Proc. of the 9th Inter. Symposium on Magnetic Bearings*, Lexington, Kentucky, USA.
- (3) C. -T. Hsu, S. -L. Chen, 2003, "Nonlinear control of a 3-pole active magnetic bearing system," *Journal of Automatica*, Vol, 39, No. 2, pp. 291-298.
- (4) P. C. Krause, O. Wasynczulk and S. D. Sudhoff, 1986, "Analysis of electric machinery", McGraw-Hill.
- (5) L. Meirovitch, 1970, "Methods of analytical dynamics", McGraw-Hill.
- (6) G. Schweitzer, 2002, "Active magnetic bearings-chances and limitations," *The 6<sup>th</sup> IFToMM International Conference on Rotor Dynamics*, Sydney, pp1-14.
- (7) C. W. Lee, 2006, "Mechatronics in rotating machinery," *The 7<sup>th</sup> IFToMM International Conference on Rotor Dynamics*, Vienna, keynote paper.
- (8) S. H. Park, C. W. Lee, 2006, "Low cost hybrid active magnetic bearing with Hall diodes used as proximity probes," *The 8<sup>th</sup> International Conference on Motion and Vibration*, Daejeon, Korea. pp.818-823.
- (9) S. H. Park, C. W. Lee, 2007, "Control of a three-pole hybrid active magnetic bearing with three Hall diodes," *The ASME Turbo Expo 2007*, Montreal, Canada.