

< 논 문 >

새로운 권선법을 이용한 4극 로렌쯔형 자기 부상 모터
4-pole Lorentz Force Type Self-bearing Motor with a New Winding Configuration

김 승 종[†] · Yohji Okada^{*}
Seung-Jong Kim and Yohji Okada

(2001년 10월 10일 접수 : 2001년 12월 11일 심사완료)

Key Words : Self-bearing Motor(자기 부상 모터), Active Magnetic Bearing(능동 자기베어링), Magnetic Levitation(자기 부상), AC Synchronous Motor(교류 동기 모터)

ABSTRACT

This paper introduces a four-pole Lorentz force type self-bearing motor in which a new winding configuration is proposed to enable the single winding to function both as a synchronous PM motor and as a magnetic bearing. The Lorentz force type has some good points such as the linearity of control force, freedom from flux saturation, and high efficiency, unlike conventional self-bearing motors using a reluctance force. And also, compared with the previously proposed eight-pole type, this four-pole self-bearing motor is more profitable for high rotational speed. In this paper, mathematical expressions of torque and radial force in the proposed self-bearing motor are derived to show that they can be separately controlled regardless of rotational speed and time. For verification of the theory, a prototype is made, where a ring-shape outer rotor is actively controlled in two radial directions while the other motions are passively stable supposing the radial stability. Through some experiments, it is shown that the proposed scheme can provide high capability and feasibility for a small high-speed self-bearing motor.

1. 서 론

비접촉, 무윤활 지지 요소이며 제어가 가능하다는 점에서 비롯된 많은 탁월한 장점을 갖는 능동 자기 베어링(active magnetic bearing : AMB) 시스템은 1990년대 중반 이후 다양한 산업 분야에서 비접촉 지지 요소 또는 제어 요소로서 점차 응용이 확대되고 있다. 특히 반도체 장비나 진공 장비, 터보 분자 펌프 등에는 적용이 일반화되고 있는 추세이다.

[†] 책임저자, 정회원, 한국과학기술연구원 트라이블로지연구센터
E-mail : sjongkim@kist.re.kr
Tel : (02) 958-5610, Fax : (02) 958-5659
^{*} Dept. of Mechanical Eng., Ibaraki Univ., Japan

그러나, 일반적으로 대부분의 AMB 시스템들은 기존 베어링에 비해 크고, 별도의 구동 모터를 필요로 하는데, 이는 분야에 따라 적용을 제한하는 단점으로 작용한다. 이를테면, 혈류 펌프에 응용되는 경우에는 환자의 체내에 삽입되므로 많은 의학적, 공학적 요구 조건 외에도 경량화와 소형화가 대단히 중요한 조건이 되는데, 여기에 AMB를 적용하기에는 구조적인 어려움이 따른다. 이러한 단점을 극복하기 위하여, 별도의 AMB를 장착하는 대신 AMB와 기본 구조가 비슷한 모터에 자기 부상 기능을 추가하는 연구에 많은 관심이 모이게 되었고, 그 결과 축의 회전과 자기 부상이 동시에 가능한 자기 부상 모터가 제안되었다.^(1~5) 자기 부상 모터는 최초로 제안된 이래 지금까지 불과 6, 7년 남짓한 기간 동안, 일본과 미국을 중

심으로 활발한 기술 선점 경쟁이 이루어지고 있으며 다양한 구조와 구동 원리들이 개발되고 있다. 그 중 대부분은 소위 P±2 이론^(2, 3, 6)에 의해 설계되었는데, 고정자의 부상용 권선 극수와 회전자의 영구 자석 극수의 차이가 2이면 회전과 부상 제어가 독립적으로 이루어질 수 있다는 이론이다. 본 논문에서 제안되는 자기 부상 모터도 기본적으로 이 원리를 따른다.

한편, 이제까지 소개된 거의 모든 자기 부상 모터에서는 서로 다른 자극 사이에 발생하는 흡인력을 부상력으로 이용한다. 그런데, 이 흡인력은 공극과 제어 전류에 대해 비선형성을 보이고, 코어에서의 자기 포화(magnetic saturation)에 의해 힘의 크기가 제한을 받으며, 히스테리시스와 같은 재료의 특성이 제어 성능과 직접 연관되므로 효율이 상대적으로 낮다. 또한, 자기 부상 모터의 회전자에 부착되는 영구 자석은 대부분, 전체 자기 회로의 자기 저항을 줄이기 위하여 1 mm 이하의 얇은 것이 사용되는데, 이 경우, 시간에 따라 자력이 감소할 가능성이 존재하므로 모터의 수명을 단축하는 심각한 문제를 야기할 수 있다. 이러한 단점들을 해결하기 위한 방법으로서, 로렌쯔 힘을 이용하는 자기 부상 모터가 소개되었다. 잘 알려진 바와 같이, 로렌쯔 힘은 제어 전류에 선형적으로 비례하며, 이를 이용한 자기 부상 모터에서는 코어가 없어도 되므로 자기 포화 문제가 사라지고, 두꺼운 영구 자석을 사용할 수 있으며, 설계와 제작이 상대적으로 간편하다. 이와 같은 로렌쯔형 자기 부상 모터는 국내 KAIST에서 최초로 제안되었는데,⁽⁷⁾ 영구 자석 8개가 등간격으로 부착된 원판형 회전자의 아래 위에 동수의 코일이 감긴 고정자가 위치한 수직형 구조로 제작되었으며, 마주보는 2쌍의 코일과 영구 자석이 하나의 반경 방향 운동을 제어한다. 이 시스템은 안정된 부상 및 회전에 성공하였고, 이를 임의의 극수를 갖는 구조로 확장할 수 있는 장점을 가지고 있지만, 회전 자계와 부상 제어 자계를 분리하기 위한 신호 처리 방법이 다소 까다로운 단점이 있다. 그 후, 일본에서 Okada 등에 의해 로렌쯔 힘⁽⁸⁾을 이용하는 8극 자기 부상 모터가 원판형과 원통형으로 각각 개발되었다.⁽⁸⁾ 이들은 회전자의 영구 자석은 8극, 고정자의 회전용 코일은 4극, 부상용 코일은 2극으로 감겨졌는데, 간단한 제어기만으로 안정된 부상과 우수한 동특성을 보이기는 했으나 8극 모터로만 설계될 수 있는 단점이 있었다. 8극 모터는 높은 구동 주파수를

필요로 하는 고속 회전에는 부적합하다.

본 논문에서는 소형 고속 비접촉 회전기기를 겨냥하여, 새로운 권선 구조를 갖는 4극 로렌쯔형 자기 부상 모터를 제안한다. 기초 원리는 상기한 Okada의 8극 자기 부상 모터와 동일하지만, 회전자의 극수를 줄이기 위한 권선 방법을 새로이 개발한 것이다. 그리하여, 각각 4극의 영구 자석 분포와 회전용 권선에 의한 자속 분포, 그리고 2극의 부상용 자속 분포를 이용하는 구조로써 고정자가 설계되었고, 간단한 구조와 소형화를 위하여 회전용 및 부상용 제어가 단일 권선을 공유하여 이루어지도록 하였다. 본 논문에서는 로렌쯔형 자기 부상 모터의 원리를 간단히 소개하고, 4극형 권선 구조를 제안하며, 모터 토크와 부상력을 이론적으로 계산한다. 제안된 시스템의 실험적 성능 검증을 위해서 시제품을 제작하였는데, 회전자는 반지모양으로 만들어 고정자를 안쪽에 위치시키고 두께를 얇게 하여, 시스템을 더욱 소형화 함과 동시에 반경 방향 제어에 의존해서 축 방향 및 경사 방향으로도 수동 안정성(passive stability)이 확보되도록 설계하였다. 제작된 실험 장치는 간단한 비례-미분 제어기를 써서 부상 회전에 성공하였는데, 그 결과와 함께 장단점, 실용화를 위한 개선 방안 등을 제시한다.

2. 로렌쯔형 자기 부상 모터의 원리와 구조

2.1 원리

Fig. 1은 로렌쯔형 자기 부상 모터의 기본 원리를 나타낸다. 그림은 소형 대용량에 유리한 외부 회전자형(outer-rotor type)으로 설계된 경우이고, 편의상, 영구 자석 4개의 중심을 지나서 마주 보는 두 개의 단상 코일에 대해서만 살펴보기로 한다. 여기서, 고정자는 도시하지 않았으나 코일은 고정자에 균계 고정되어 있는 것으로 가정한다. Fig. 1(a)는 회전 원리를 보여주는데 이는 일반적인 영구 자석 모터의 원리와 같다. 코일에 전류가 흐르면 그림에 표시한 것과 같이 시계 방향으로 로렌쯔력이 발생하며, 그 반작용으로 회전체는 반시계 방향으로 토크를 받는다. 한편, 부상 제어를 위한 반경 방향 전자기력의 생성 원리는 Fig. 1(b)에 나타내었다. Fig. 1(a)와 비교하면 한 쪽 코일의 전류 위상이 반대가 된 경우이다. 이 때, 힘의 작용선은 그림처럼 두 코일의 대칭 기준선상에 놓이게 되며, 힘의 크기는 회전체의 위치에 따라 180°를

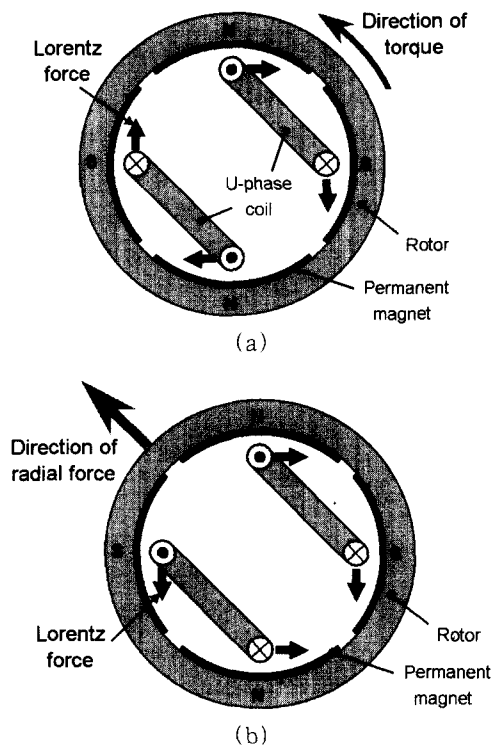


Fig. 1 Principles of (a) the motor torque and (b) radial force generation

주기로 달라지는데 회전체가 90° 회전한 경우에 힘은 Fig. 1(b)와 반대 방향으로 최대값을 갖게 된다. 따라서 회전체의 부상력 제어를 위해서는 제어 신호를 회전용 전류의 주파수와 동기화(synchronizing)해야 함을 알 수 있다.

2.2 권선 구조 제안

Fig. 1을 3상 권선에 대한 경우로 확장한 것이 Fig. 2이다. Fig. 2(a)는 회전을 위한 권선 배열로서, 6개의 코일이 반시계 방향으로 $U_m, V_m, W_m, U_m, V_m, W_m$ 상의 순으로 배치되어 4극을 이루고 있다. 각 코일의 기자력(magneto-motive force) 중심축은 이웃하는 코일과 60° 간격으로 위치하고 있으며, 각 코일에서 로렌쯔 힘을 받는 부분, 즉, 전류가 지면에서 나오는 부분과 들어가는 부분은 영구 자석의 배치 간격과 같은 90° 간격을 이루는데, 이는 로렌쯔 힘을 최대로 얻어내기 위함이다. Fig. 2(b)는 자기 부상을 위한 권선 배열이다. 역시 6개의 코일이 감겨 있는 모양은 Fig. 2(a)와 같으나 마주 보는 코일의 위상이 반대인 것만 틀리다. 또한, V상 코일과 W상 코일이

자리를 바꿔서 $U_b, -W_b, V_b, -U_b, W_b, -V_b$ 상의 순으로 배치되어 2극 분포를 이룬다. 이로써 각 상전류(phase current)에 의해 생성되는 로렌쯔 힘의 작용선은 120° 간격으로 분포되며 회전체의 변위 제어는 이들의 조합에 의해 이루어진다. 한편, Fig. 2에서 주목할 점은 (a)와 (b)에 나타난 코일 권선 구조가 일치하므로, 이들을 별도로 감지 않고 단일 권선을 공용할 수 있다는 것이다. 즉, 미리 제어기 내에서 각 코일에 필요한 회전용 전류와 부상용 전류를 합성한 후 인가하는 것인데, 이 경우, 상대적으로 전류 소비가 줄어들고 권선을 위한 공간이 축소되므로 소형화에 유리하며 제작이 간편한 장점이 있다.

Fig. 3은 제안된 권선법으로 제작한 4극형 자기 부상 모터의 개념도이다. 반지 모양의 회전체의 안쪽 표면에는 4개의 영구 자석이 N, S, N, S극 순으로 불

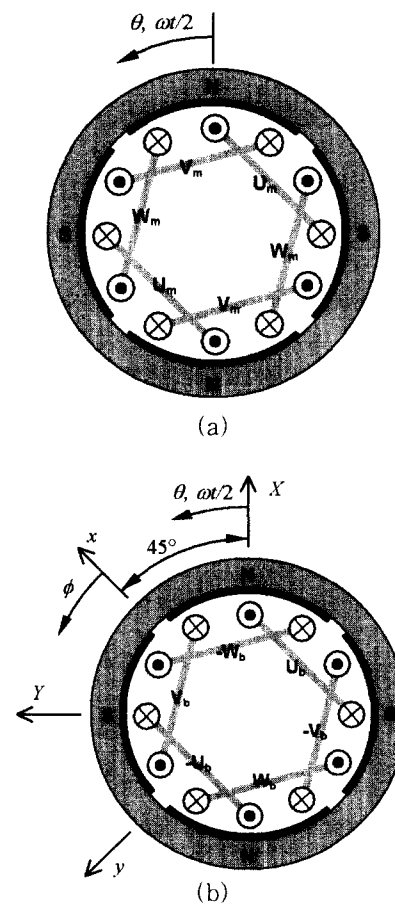


Fig. 2 Phase currents arrangements for (a) motor torque and (b) radial force generations in the 4-pole self-bearing motor

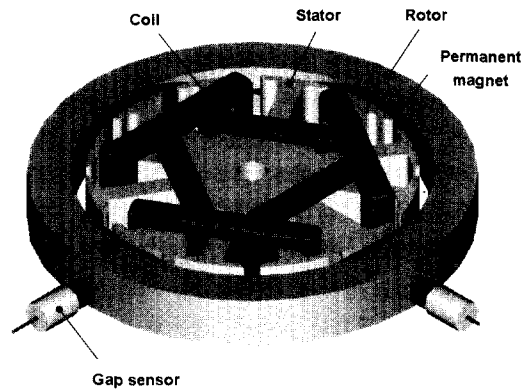


Fig. 3 Schematic view of the Lorentz force type 4-pole self-bearing motor

어 있고, 12개의 슬롯(slot)을 가진 고정자에는 6개의 코일이 각각 슬롯 3개에 걸쳐서 집중권으로 감겨 있다. 서론에서 언급했듯이, 로렌쯔형 자기 부상 모터의 경우는 코어(core)가 없어도 무방하다. 코어가 없으면 자기 포화, 재질의 히스테리시스 특성과 와전류 효과 등의 문제가 사라지므로 효율적이고 안정된 고속 회전에 유리하지만, 권선 작업이 까다롭고 영구 자석을 포함하는 자기 회로 내의 자기 저항이 증가하여 큰 토크와 부상력을 얻기 힘들다. 반면에 Fig. 3과 같이 자성체 코어가 있는 고정자를 사용하는 경우에는 권선수를 늘릴 수 있고 공극이 작으므로 상대적으로 큰 힘을 낼 수 있지만, 자기 포화 문제가 다시 발생할 수 있고 영구 자석에 의한 흡인력도 함께 증가하는 단점이 있다. 유의할 점은 슬롯의 유무에 관계없이 로렌쯔 힘은 공극에서의 자속 밀도와 코일의 기자력 (=권선수×전류)에 의해 결정되며, 슬롯이 있는 경우는 일반 DC 모터 이론에서처럼 코일의 기자력이 슬롯의 입구에 집중되어 있는 것으로 해석될 수 있다는 점이다.⁽⁹⁾

3. 회전 토크와 부상력

본 절에서는 제안된 자기 부상 모터에서의 회전 토크와 부상력을 이론적으로 유도하여, 회전 토크가 회전각에 무관하게 일정하게 발생하고 부상력은 회전각 및 토크 제어와의 간섭 없이 독립적으로 제어가 가능함을 밝힌다.

먼저, 회전체에 부착된 영구 자석에서 발생하는 자속 밀도는 다음과 같이 정현파 형태로 분포된다고 가정한다.

$$B_g = B \cos(\omega t + 2\theta) \quad (1)$$

여기서, B 는 B_g 의 최대값이고, ω 는 회전체의 회전에 따른 공간상의 자속 변화율로서 회전체의 실제 회전 속도는 $\omega t/2$ 이며, θ 는 Fig. 2(a)에 나타난 바와 같이 회전체 위에서의 상대 각위치이다. 다음으로, 고정자 권선에 흐르는 모터 구동용 3상 전류는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$I_{U_m} = A \cos(\omega t + \varphi) \quad (2a)$$

$$I_{V_m} = A \cos\left(\omega t + \frac{2\pi}{3} + \varphi\right) \quad (2b)$$

$$I_{W_m} = A \cos\left(\omega t + \frac{4\pi}{3} + \varphi\right) \quad (2c)$$

여기서, A 와 φ 는 모터 전류의 진폭과 위상각이다. 이러한 전류가 흐르는 코일이 Fig. 2(a)와 같이 배열되었을 때, 전류 밀도는 Dirac-delta 함수를 이용하여 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\begin{aligned} i_m = I_{U_m} & \left\{ \delta(\theta) - \delta\left(\theta - \frac{\pi}{2}\right) + \delta(\theta - \pi) - \delta\left(\theta - \frac{3\pi}{2}\right) \right\} \\ & + I_{V_m} \left\{ \delta\left(\theta - \frac{\pi}{3}\right) - \delta\left(\theta - \frac{5\pi}{6}\right) + \delta\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) - \delta\left(\theta - \frac{11\pi}{6}\right) \right\} \\ & + I_{W_m} \left\{ -\delta\left(\theta - \frac{\pi}{6}\right) + \delta\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) - \delta\left(\theta - \frac{7\pi}{6}\right) + \delta\left(\theta - \frac{5\pi}{3}\right) \right\} \end{aligned} \quad (3)$$

회전 토크를 계산하기 위해서 플레밍(Fleming)의 왼손 법칙을 적용하고 식 (1)과 (3)을 대입하면 식 (4)를 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} T &= 2rl_e \int_0^\pi B_g i_m d\theta \\ &= 6rl_e AB \cos\varphi \end{aligned} \quad (4)$$

여기서, r 은 고정자의 반지름이고 l_e 는 자속을 가로지르는 코일의 유효 길이이다. 식 (4)로부터 회전 토크는 θ 및 ωt 에 무관하게 일정한 값을 가지며 A 와 φ 에 의해서 조절 가능함을 알 수 있다. 모터 제어 방식은 φ 의 값에 따라 다음과 같이 구분된다.

- $\varphi = 0^\circ$: A 에 의한 서보 모터 제어
- $0^\circ < \varphi < 90^\circ$: 동기 모터의 유부하 상태
- $\varphi = 90^\circ$: 동기 모터의 무부하 상태

한 편, 식 (2)와 유사하게 부상용 3상 전류도 회전용

전류와 동기화하여 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$I_{u_s} = C \cos(\omega t + \phi) \quad (5a)$$

$$I_{v_s} = C \cos\left(\omega t + \frac{2\pi}{3} + \phi\right) \quad (5b)$$

$$I_{w_s} = C \cos\left(\omega t + \frac{4\pi}{3} + \phi\right) \quad (5c)$$

여기서 C 와 ϕ 는 부상용 전류의 진폭과 위상이다. 이들이 Fig. 2(b)와 같이 배열되어 있을 때, 전류 밀도 i_b 는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} i_b = I_{u_s} & \left\{ \delta(\theta) + \delta\left(\theta - \frac{\pi}{2}\right) - \delta(\theta - \pi) - \delta\left(\theta - \frac{3\pi}{2}\right) \right\} \\ & + I_{v_s} \left\{ -\delta\left(\theta - \frac{\pi}{6}\right) + \delta\left(\theta - \frac{2\pi}{3}\right) + \delta\left(\theta - \frac{7\pi}{6}\right) - \delta\left(\theta - \frac{5\pi}{3}\right) \right\} \\ & + I_{w_s} \left\{ -\delta\left(\theta - \frac{\pi}{3}\right) - \delta\left(\theta - \frac{5\pi}{6}\right) + \delta\left(\theta - \frac{4\pi}{3}\right) + \delta\left(\theta - \frac{11\pi}{6}\right) \right\} \end{aligned} \quad (6)$$

로렌쯔 원리에 의하여, 식 (6)의 전류는 식 (1)의 자속 밀도 아래에서 다음과 같은 반경 방향 전자기력을 생성한다.

$$\begin{aligned} F_x &= -\int_0^{2\pi} B_g i_b l_e \sin\theta d\theta \\ &= -\frac{3\sqrt{2}}{2} l_e BC \sin\left(\phi - \frac{\pi}{4}\right) \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} F_y &= \int_0^{2\pi} B_g i_b l_e \cos\theta d\theta \\ &= \frac{3\sqrt{2}}{2} l_e BC \cos\left(\phi - \frac{\pi}{4}\right) \end{aligned} \quad (8)$$

식 (7)과 (8)은 회전체에 가해지는 반작용력에 관한 식으로서 반경 방향 전자기력도 역시 모터 회전각

Table 1 Design parameters of the prototype

Rotor			
Outer diameter	81 mm	Thickness of PM	1 mm
Inner diameter	65 mm	No. of PM	4
Thickness	10 mm	Rotor mass	135 g
Stator			
Diameter	60 mm	No. of slots	12
Thickness	10 mm	No. of coil turns	70
Air gap to PM	1.5 mm	Coil diameter	0.6 mm
Gap between cores	2.8 mm	Motor current(Amp.)	1.5 A

ωt 와 무관하게 일정하며, C 와 ϕ 에 의해 크기와 방향이 각각 제어될 수 있음을 보여준다. 제어 시 주의할 점은, $\phi = 0^\circ$ 인 경우 힘의 작용 방향은 Fig. 2(b)의 $X-Y$ 회전 좌표계에서 $\theta = 45^\circ$ 의 방향, 즉, x 방향이라는 것이다. 그러므로, x, y 축이 제어를 위한 주축이 되며, 회전체 변위의 측정 위치가 된다.

4. 실험 장치

4.1 시작품 제작

본 논문에서 제안된 4극형 자기 부상 모터에 대한 시작품을 제작하고 실험을 수행하였다. Fig. 4는 제작된 시작품 사진으로서 고정자 및 권선 구조는 Fig. 3에서 이미 설명한 바와 같다. 그 설계 사양은 Table 1에 정리하였다. 고정자는 와전류 효과를 줄이기 위

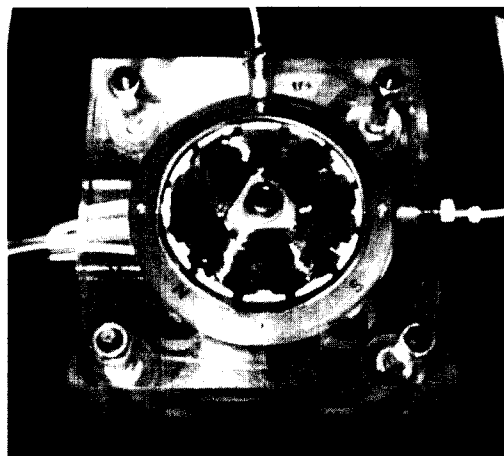


Fig. 4 Photograph of the prototype self-bearing motor

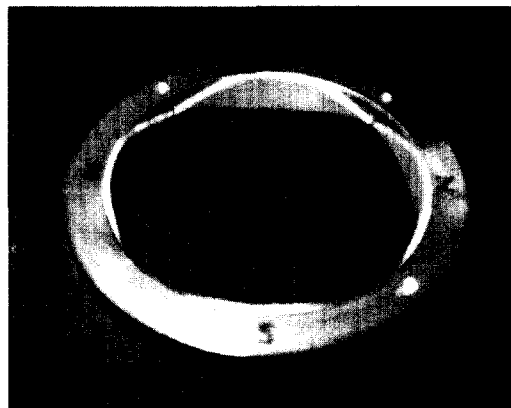


Fig. 5 Rotor with four permanent magnets

하여 두께 0.1 mm의 규소 강판을 적층하여 제작하였고, Fig. 5와 같이 반지 모양으로 제작된 회전체의 재질은 연강이다. 회전체의 안쪽 면에 부착된 4개의 영구 자석은 Nd₂Fe₁₄B 계열이며, 두께는 1 mm이고 원주 방향으로 정현파에 가까운 자속 밀도 분포를 얻기 위하여 사다리꼴 형태로 제작하였다. 비상시 고정자와의 충돌로 인한 영구 자석의 파손을 방지하기 위하여 회전체와 아크릴 하우징 사이의 간극을 0.5 mm로 하여 고정자와 영구 자석 사이의 공극(1.5 mm)보다 좁게 하였다. 그리고, 고정자와 회전체의 두께(10 mm)를 직경에 비해 얇게 설계한 것은 회전체의 경사 방향 거동에 수동 안정성을 주기 위함이다. 본 시제품은 제안된 권선 방법에 의한 부상/회전 가능성의 확인이 목적이므로, 별도의 베어링이 없는 가장 간단한 형태로 제작되었다. 즉, 두 반경 방향으로만 능동 제어가 이루어지면, 그 밖의 방향으로는 수동적으로 안정하게 되어, 회전체의 완전 부상이 가능하게 된다.

4.2 제어 시스템 구성

제어 시스템의 신호 흐름도를 Fig. 6에 나타내었다. $\phi = 0^\circ$ 와 90° 의 위치에 장착한 비접촉 변위 센서로부터 측정된 회전체 변위 신호는 샘플 주파수 10 kHz의 16 bit A/D 변환기를 거쳐 주 컴퓨터로 들어간다. 제어 연산은 DSP(dSPACE Inc., DS1103)에서 이루어지는데, 각 방향에 대해서 계산된 제어 신호는 3상으로 변환된 후, 회전용 전류와 합성되어 D/A 변환기를 통해 6개의 전력 증폭기로 전달된다. 전력 증폭기는 power OP 앰프(apex microtechnology co.)를 이용하여 실험실에서 제작한 것으로 24 V, 5 A의 용

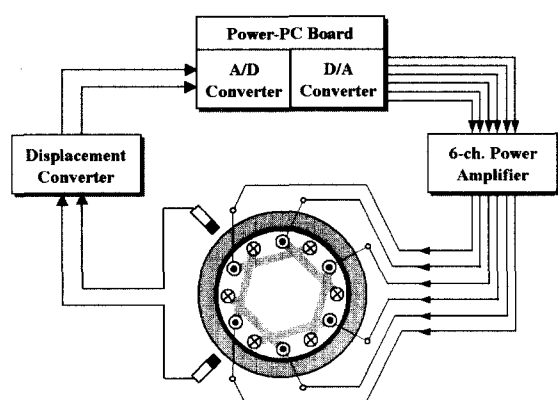


Fig. 6 Schematic of the controlled system

량을 갖는다. 그리하여, 고정자의 6개 코일에 인가된 전류는 회전체에 부상력과 회전 토크를 제공한다.

본 시스템에서 편위상 회전 제어는 별도의 엔코더(encoder)를 장착하지 않는 개회로 방식으로 하였다. 즉, 식 (2)에서 $\phi = 0^\circ$ 로 놓고, 진폭 A 는 1.5 A로 고정하였으며, 외부에서 입력되는 구동 주파수 ω 에 따라 각 전류를 계산하였다. 이 때, ω 는 구동 전류와 회전체 사이의 동기성이 상실되지 않도록 0에서부터 천천히 증가시켜야 한다.

한편, 부상 제어를 위한 비례-미분 제어기 설계 과정을 간단히 소개하면 다음과 같다. x 방향을 예로 들면, 먼저 운동 방정식은 일반적인 AMB 시스템에서와 동일하게 쓰여진다.

$$m\ddot{x} = K_x x + K_i \dot{x} \quad (9)$$

여기서, m 은 회전체의 무게이고, i_x 는 x 방향 제어 전류이며, K_x 와 K_i 는 각각 위치 강성 계수와 전류 강성 계수로서 정의된다. 식 (9)는 불안정한 시스템이므로, 다음과 같은 피드백 제어가 필수적이다.

$$i_x = -K_s K_A (K_p x + K_d \dot{x}) \quad (10)$$

여기서, 제어 회로 내의 모든 필터와 앰프의 동특성은 무시하였다. K_s 는 센서 앰프의 이득(= 2.5 V/mm)이고, K_A 는 전력 증폭기 이득(= 1 A/V)이며, K_p 와 K_d 는 각각 제어기의 비례, 미분 이득이다. 식 (9)와 (10)으로부터 폐회로 운동 방정식은 다음과 같이 얻어진다.

$$m\ddot{x} + K_i K_s K_A K_d \dot{x} + (K_i K_s K_A K_p - K_x)x = 0 \quad (11)$$

이 시스템이 안정하기 위한 조건은

$$K_p > \frac{K_x}{K_i K_s K_A}, K_d > 0 \quad (12)$$

이므로, 이 범위에서 제어 이득을 선정하되 증폭기의 용량과 코일에서의 발열 등을 고려해야 한다. 본 시스템에서는 다음 절에서 서술하는 K_x 와 K_i 의 실험적 추정치를 근거로 하여 $K_p = 7$, $K_d = 0.007$ 로 선정하였다.

앞서 언급하였듯이, x, y 방향에 대해서 계산된 제어 전류들은 다음 식에 의해 모터 구동 주파수를 갖

는 3상 전류로 변환된다.

$$\begin{cases} I_{U_s} \\ I_{V_s} \\ I_{W_s} \end{cases} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \alpha x & -\sin \alpha x \\ \cos(\alpha x + 2\pi/3) & -\sin(\alpha x + 2\pi/3) \\ \cos(\alpha x + 4\pi/3) & -\sin(\alpha x + 4\pi/3) \end{bmatrix} \begin{cases} i_x \\ i_y \end{cases} \quad (13)$$

위에서 구한 부상용 3상 전류와 회전용 3상 전류로부터 각 코일에서 필요한 전류, 즉 $I_{U_s} + I_{U_r}$, $I_{V_s} - I_{V_r}$, $I_{W_s} + I_{W_r}$, $I_{U_s} - I_{U_r}$, $I_{V_s} + I_{V_r}$, $I_{W_s} - I_{W_r}$ 등을 계산하고, 이들을 그 코일에 인가하면 회전체의 회전 및 부상 제어가 동시에 가능하게 된다.

5. 실험 결과

5.1 자속 밀도 및 전자기력 측정

부상 및 회전 실험에 앞서, 영구 자석에 의한 공극에서의 자속 밀도와 위치 강성 계수 및 전류 강성 계수를 측정하였다. Fig. 7은 공극이 균일할 때 원주 방향으로의 자속 분포를 보여주는데, 실선은 각 점의 측정치들을 정현파로 근사한 경우로서 $B(\theta) = -0.46 \sin 2\theta$ 로 표현된다. 이로부터, Fig. 5에서 보이는 바와 같은 사다리꼴 형상의 영구 자석 설계가 적절히 잘 이루어졌으며, 식 (1)의 가정이 타당함을 확인할 수 있다. 이러한 자계 내에서, 식 (5)에서 ω 와 ϕ 는 0으로 두고 C 를 증가시키면서 계산한 전류를 코일에 인가할 때 x 방향으로 발생하는 전자기력을 측정

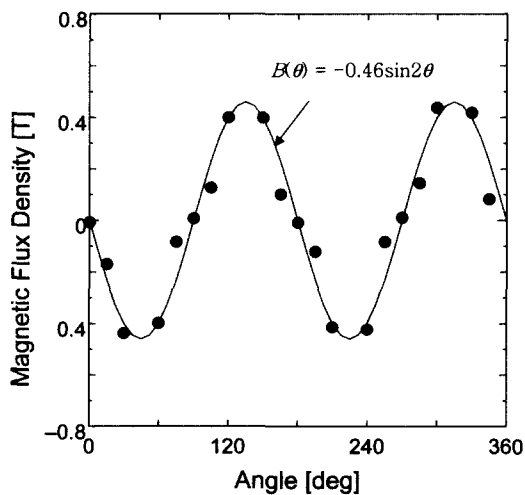


Fig. 7 The measured flux density distribution in the air gap

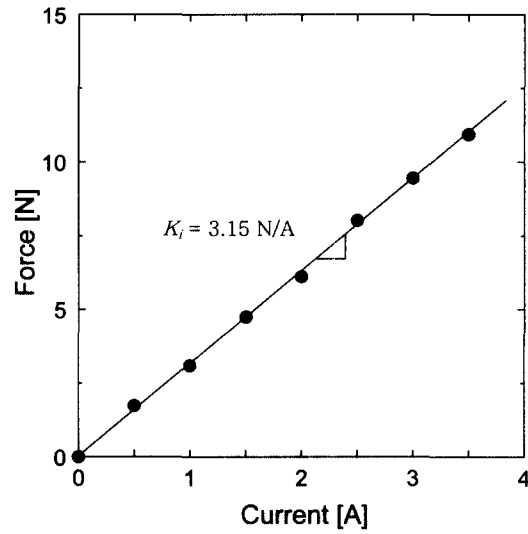


Fig. 8 Radial attractive force versus current

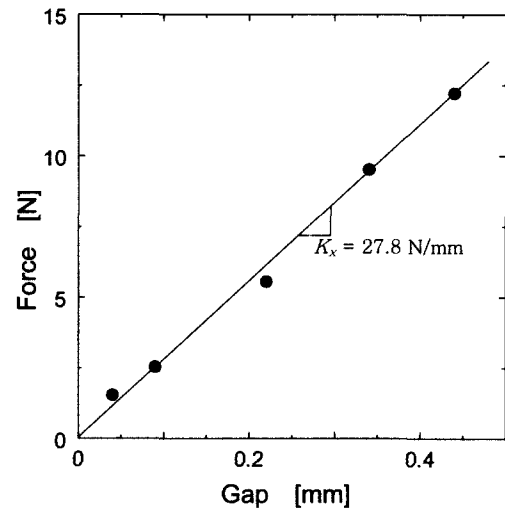


Fig. 9 Radial attractive force versus rotor displacement

결과가 Fig. 8이다. 결과는 예측대로 선형에 매우 가까우며 그 근사선의 기울기는 3.15 N/A인데, 이것이 전류 강성 계수에 해당한다. 또한, 전류를 흘리지 않은 채, 회전체가 중심에서 벗어날 경우에 영구 자석에 의한 흡인력의 변화는 Fig. 9에 나타내었다. 이 경우에는 일반적으로 선형 관계가 아니지만, 그림에 나타난 범위에서는 직선으로 잘 근사됨을 볼 수 있다. 이 근사선의 기울기가 위치 강성 계수로서 27.8 N/mm로 측정되었다. Fig. 8과 Fig. 9의 결과 모두 스프링 저울을 이용하여 측정하였으므로 정밀하다고 보기는

어렵지만 제어기 설계와 동특성 해석을 위해 중요한 지표를 제공한다.

5.2 자기 부상 및 회전 실험

앞 절에서 소개한 비례-미분 제어기를 이용하여 회전체의 자기 부상 및 회전에 성공하였다. Fig. 10은 회전하지 않는 상태에서 초기 부상 시의 반경 방향 응답이다. 회전체는 안정되게 부상하였으며, 약 13 Hz의 경사 모드에 기인하는 잔류 진동이 남아서 약 0.4

sec 간 지속되었다. 참고로, 회전체의 반경 방향 고유 진동수는 56.8 Hz로 측정되었으며 이는 비례 제어 이득을 변경함으로써 다소간 조절이 가능하다. 부상 시 축 방향으로의 수동 안정성을 확인하기 위해서 실시한 충격 시험의 결과를 Fig. 11에 나타내었다. Fig. 11(a)는 $\theta = 0^\circ$ 의 위치에서 축 방향으로 회전체를 가진하고 180° 지점에서 측정된 응답으로서, 안정한 상태이긴 하지만 감쇠가 작다는 수동 안정성의 단점이 그대로 나타나 장시간(10 sec 이상) 잔류 진동이 지속되는 모습을 보인다. Fig. 11(b)는 0° 의 위치에서 가진하고 90° 위치에서 측정된 것으로서, 이 경우 경사 모드보다 축 방향 모드가 지배적이 된다. 진동 주파수는 약 24 Hz이며, 이 성분이 감쇠되어 사라진 이후(약 1.2 sec)에도 경사 모드에 의한 작은 진동은 남아있음을 볼 수 있다.

Fig. 12는 부상 상태에서 회전시켰을 때 회전 속도에 따른 각 방향 진동의 진폭 변화를 보여준다. 불균형량과 런아웃(runout)을 보상하지 않았으므로 정밀

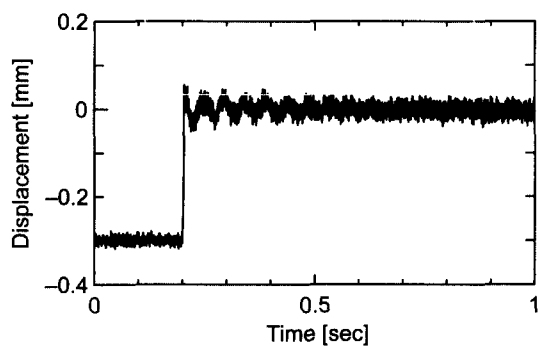
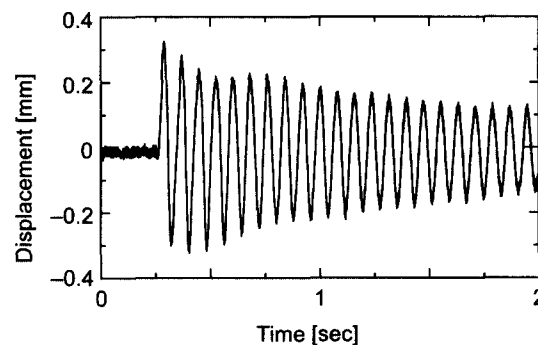
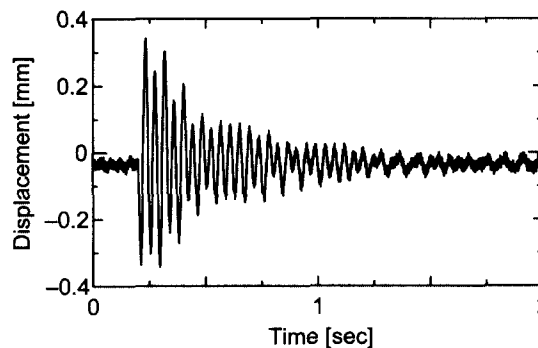


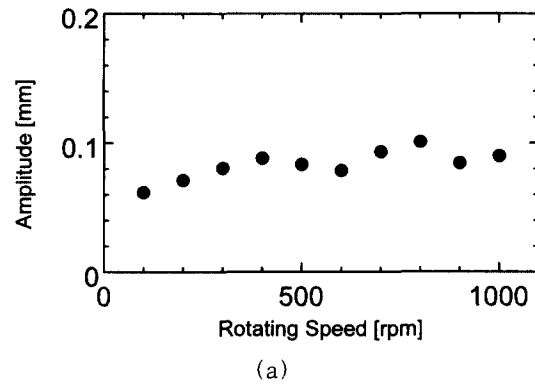
Fig. 10 Start-up test in x-direction



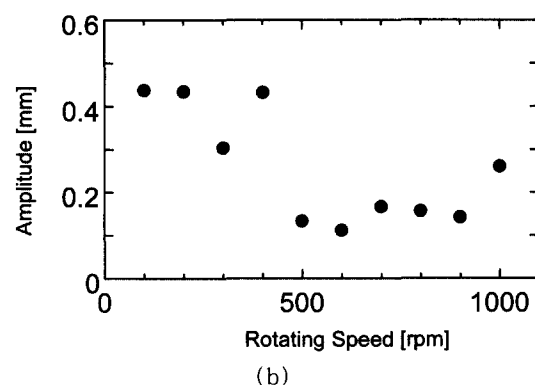
(a) Impacting at $\theta=0^\circ$ and measuring at 180°



(b) Impacting at $\theta=0^\circ$ and measuring at 90°
Fig. 11 Impulse responses in the axial direction



(a)



(b)

Fig. 12 Unbalance response in (a) radial and (b) axial directions

회전을 기대할 수 없지만, 1000 rpm까지 반경 방향 진동이 최대 약 0.1 mm 내에서 제어되었다. Fig. 12(b)에 나타난 축 방향 진동은 회전체가 기본적으로 부상 시에 조금 기울어져 있는 이유로 낮은 회전 속도에서는 0.4 mm가 넘는 진폭을 보이다가 500 rpm 이상에서는 회전 관성이 증가하여 진폭이 0.2 mm 이하로 감소하게 된다. 1000 rpm 부근에서의 진폭 증가는 경사 모드의 영향이라 사료된다.

실험을 1000 rpm까지만 수행한 것은, 부상력의 작용 방향이 회전 자계와 구동 전류 사이의 위상차에 따라 달라지는데 회전 속도가 증가하면 공기 저항에 의해 위상차가 증가하므로, 엔코더가 없는 개회로 회전 제어 방식으로는 고속에서 갑자기 불안정해질 위험이 있기 때문이다. 더불어, 본 실험의 목적인 4극형 자기 부상 모터의 회전 및 부상 성공 여부를 확인하기에는 1000 rpm까지도 충분하다고 판단되었다. 제작된 시제품에서는 회전체의 구조상 토크의 측정 및 엔코더 장착이 까다로우므로 최대 토크 및 최대 회전 속도의 측정을 위해서는 구조를 개선할 필요가 있으며, 이를 비롯하여, 고속에서의 시스템 특성 확인과 축 방향 자기 베어링 추가 등의 연구는 향후 과제로 남긴다.

6. 결론

각종 비선형성과 손실이 적어 고속 회전에 유리한 로렌쯔형 자기 부상 모터를 위한 4극형 권선 구조를 제안하였다. 이는 기존에 소개된 8극형에 비해서 코일이 서로 엇갈리게 감기게 되어 공간을 조금 더 차지하는 구조적 단점은 있지만, 제어가 간단하고 영구 자석의 두께와 공극을 키울 수 있다는 장점은 유지된다. 본 논문에서는 제안된 모터에서 회전 토크와 부상력이 회전 주파수 또는 시간에 관계없이 독립적으로 제어될 수 있음을 보였고, 슬롯이 있는 외부 회전체형으로 시제품을 제작하여 실험을 수행하였다. 실험에서는, 반경 방향 2 축만을 제어함으로써 회전체의 완전 부상에 성공하였고 1000 rpm까지의 회전에 성공하여 제안된 원리의 타당성을 증명하였다. 그러나, 개회로식 회전 제어를 하였기에 고속 회전에서의 특성 실험은 불가능하였고 축 방향 수동 안정성에 기인한 낮은 감쇠가 단점으로 노출되었다.

향후, 엔코더와 축 방향 자기 베어링을 추가하여

고속에서의 동특성 파악 실험이 수행될 것이며, 슬롯이 없는 로렌쯔형 자기 부상 모터를 새로이 제작하여 소형 고속 모터를 위한 실용화 연구를 진행할 예정이다.

참고 문헌

- (1) R. and Barletta, N., 1996, "Principle and Application of a Bearing Slice Motor," Proc. of the 5th Int'l Symp. on Magnetic Bearings, Kanazawa, Japan, pp. 313~318.
- (2) Chiba, A. et. al., 1994, "An Analysis of Bearingless AC Motors," IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol. 9, No. 1, pp. 61~68.
- (3) Okada, Y., Dejima, K. and Ohishi, T., 1995, "Analysis and Comparison of PM Synchronous Motor and Induction Motor Type Magnetic Bearings," IEEE Trans. on Industry Applications, Vol. 31, No. 5, pp. 1047~1053.
- (4) Okada, Y., Miyamoto, S. and Ohishi, T., 1996, "Levitation and Torque Control of Internal Permanent Magnet Type Bearingless Motor," IEEE Trans. on Control System Tech., Vol. 4, No. 5, pp. 565~570.
- (5) 김승중, Okada, Y., 2001, "소형 수직형 축류 펌프를 위한 축방향 자기 부상 모터," 한국소음진동 공학회논문집, 제 11권, 제 6 호, pp. 223~232.
- (6) 김승중, Masuzawa, T., Okada, Y., 2001, "인공 심장용 무축 원판형 자기 부상 모터," 한국소음진동 공학회, 춘계학술대회논문집, pp. 559~564.
- (7) Han, W. S. and Lee, C. W., 2001, "Runout Identification and Precision Control of Integrated Motor-Bearing System," Proc. of the 8th Int'l Congress on Sound and Vibration, Hong Kong, China, pp. 1849~1856.
- (8) Okada, Y. et. al., 2000, "Lorentz Force Type Self-Bearing Motor," Proc. of the 7th Int'l Symp. on Magnetic Bearings, Zürich, Switzerland, pp. 353~358.
- (9) Say, M. G., 1971, Introduction to the Unified Theory of Electromagnetic Machines, 1st edition, Pitman Publishing.