

<논 문>

소형 수직형 축류 펌프를 위한 축방향 자기 부상 모터 An Axial-type Self-bearing Motor for Small Vertical Axial-flow Pump

김 승 종* · Yohji Okada**

Seung-Jong Kim and Yohji Okada

(2001년 6월 15일 접수 : 2001년 7월 31일 심사완료)

Key Words : Self-bearing Motor(자기 부상 모터), Axial Flow Pump(축류 펌프), Axial Active Magnetic Bearing(축방향 능동 자기 베어링), AC Synchronous Motor(교류 동기 모터)

ABSTRACT

Aiming at a small axial pump with a levitated rotor, an axial-type self-bearing motor is presented, which has a rotor with four permanent magnets and two stators with two-pole three-phase windings. In this system, only the axial motion of rotor is actively controlled by two opposite self-bearing motors just like in the case of an axial magnetic bearing, while the other motions are passively stable. For rotation, it follows the theory of a four-pole three-phase synchronous motor. This paper introduces schemes for design and control of the self-bearing motor and shows some experimental results to prove the feasibility of application for the axial pump.

1. 서 론

1980년대 후반부터 차세대 회전체 지지 요소로서 다양한 분야에서 큰 관심을 끌어난 능동 자기 베어링(active magnetic bearing: AMB) 시스템은 비접촉 고속 정밀 회전과 같은 여러 가지 획기적인 장점들을 갖는 반면, 관심도에 비해 느린 실용화를 초래하는 단점도 가지고 있다. 비접촉 센서와 고품량 전력 증폭기의 필요에 따른 많은 제작비와 기존 베어링에 비해 큰 무게와 부피가 그 중 대표적이다. 이에 1990년대 중반 이후, 몇몇 연구자들은 AMB가 많은 경우에 구동 모터와 함께 사용되고, 그 둘의 구조가 유사함에 착안하여, 그들을 일체형 구조에 기능적으로 통합한 자기 부상 모터를 제안하였다. 즉, 부가적인 지지

요소 없이 기존의 모터 구조에서의 권선 방법을 약간 수정하고 피드백 제어기를 도입함으로써 로터의 자기 부상과 회전을 동시에 가능하게 한 시스템을 뜻한다. 이는 고속 소형 회전기기의 개발 추세에 부합되어 새로운 연구 분야로 자리잡았으며, 현재 일본, 미국, 스위스 등의 국가에서는 차세대 생체 공학 기술의 꽃이라 할 수 있는 인공 심장예의 적용을 위한 연구와 특허 경쟁이 활발히 이루어지고 있다.

자기 부상 모터는 기초 원리에 따라서 크게 영구 자석(permanent magnet: PM)형,^(1,2) 리럭턴스(reluctance)형,⁽³⁾ 인덕턴스(inductance)형⁽⁴⁾의 세 종류로 분류할 수 있으며, 영구 자석형은 다시 능동 제어가 이루어지는 방향에 따라서 반경방향형과 축방향형으로 나뉜다. 반경방향 PM형 자기 부상 모터는 대부분 원통형 또는 원판형의 형태를 갖는데, 어느 쪽이든 일반적으로 부상 권선의 극수와 로터의 PM 극수의 차이가 2이면 부상과 회전이 독립적으로 제어될 수 있다는 'P±2 이론'^(2,5)에 따라 설계되며, 반경방향 병진 운동의 2 자유도만을 능동 제어한다. 그 밖의 자유도는 수동(passive) 안정성에 의존하거나 별도의

* 정회원, 한국과학기술연구원 트라이볼로지 연구센터
E-mail : sjongkim@kist.re.kr

Tel : (02) 958-5610, Fax : (02) 958-5659

** Dept. of Mechanical Eng., Ibaraki Univ., Japan

자기 베어링을 장착하여 안정화시킨다. 이러한 반경방향형은 두 개의 회전하는 자속 분포를 이용하므로 제어기가 다소 복잡하고, 고정자의 제작 시에도 세심한 주의를 요하며 소형화에 어려움이 따른다. 한편, 축방향 자기 부상 모터^(6,7)는 기본적으로 두 개의 원판형 PM 모터와 축방향 AMB가 결합된 구조를 갖는다. 마주보는 두 모터의 구동 전류의 진폭을 로터의 위치에 따라 각각 적절히 조절함으로써 푸쉬-풀(push-pull) 방식으로 축을 부상시키는 원리인데, 이 경우도 반경방향이나 기울어짐 방향으로 안정성을 부여하기 위해서 부가적인 자기 베어링을 사용할 수 있다. 이러한 시스템은 반경방향형과는 달리 모터 극수의 결정에 제약이 없으며, 축방향 운동만 능동 제어를 하고 공극당 오직 한 개의 회전 자속 분포를 이용하므로 제어기가 상대적으로 간단하고, 구조가 단순하여 소형화가 용이하다는 장점이 있다.

본 논문에서는 소형 축류 펌프를 위한 축방향 자기 부상 모터를 제안한다. 축류 펌프가 인공 심장에 적용될 경우, 원심형 펌프에 비해 혈구가 원심력을 받아 파손될 가능성이 적으며 펌프의 소형화에 유리하다. 그러한 반면, 10,000 rpm 이상의 고속 회전을 필요로 하므로 소형이면서도 충분한 모터 토크가 보장되어야 한다. 제안된 시스템은 기본적으로 원판형 4극 동기 모터의 회전 원리와 축방향 AMB의 제어 원리를 결합한 형태이다. 능동 제어되는 축방향 외의 자유도에 대해서는 수동 안정성을 부여하기 위해 직경에 비해 로터의 길이를 충분히 길게 설계하되 조절 가능하도록 한다. 또한, 본 논문에서는 적절한 부상력과 회전 토크를 갖는 시스템의 설계를 위하여, 단순화된 자기 회로에 대해 자속 해석을 수행하고, 부상 전자기력을 공극과 전류의 함수로 유도한다. 그리고, 해석 결과를 바탕으로 시작품을 설계, 제작하고, 제안된 원리에 의한 안정된 부상 및 회전 가능성 여부를 실험적으로 확인한다. 실험 결과를 통하여 시스템의 장단점을 파악하고, 개선점을 도의 및 제시한다.

2. 축방향 자기 부상 모터

2.1 구조 및 원리

제안된 축방향 자기 부상 모터의 개략적인 구조를 Fig. 1에 도시하였다. 두 개의 마주보는 고정자 사이에 위치한 원통 모양의 회전자에는 양 표면에 각각

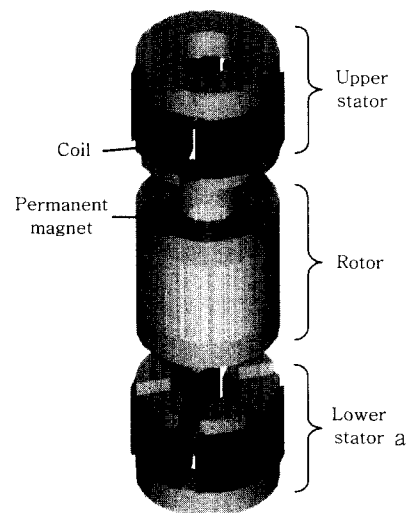


Fig. 1 Schematic diagram of a bidirectional axial-type self-bearing motor

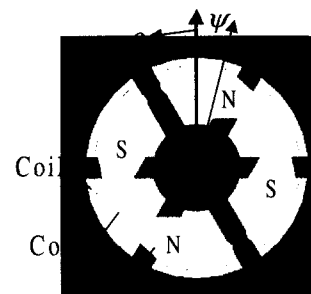


Fig. 2 Configuration of the rotor and the stator with phase difference

네 개의 영구 자석이 부착되어 있다. 이들은 원주 방향으로 N, S, N, S극 순으로 배치되어 4극의 자속 분포를 형성하며, 또한 그 자속 분포가 정현 분포에 가깝도록 영구 자석의 형태가 설계되었다. 한편, 각각의 고정자에는 6개의 코어에 3상 4극으로 모터 코일이 감겨져 있다. 이 자기 부상 모터의 회전 원리는 기존의 원판형 4극 교류 동기 모터와 같다. 즉, Fig. 2와 같이 회전자가 중심에 위치하고, 고정자와의 공극이 일정하다고 가정할 때, 고정자의 코일에 교류 전류를 인가하여 모터 구동 자속이 회전하는 효과를 발생시키면 그에 따라서 회전자의 영구 자석에 의한 자극이 회전하게 된다. 잘 알려진 바와 같이, 모터에 하중이 가해지면 그 두 자속 분포 사이의 위상차 ψ 가 비례하여 증가하게 되고, ψ 가 전기각으로 90°일

때 최대 토크가 얻어진다.⁽⁶⁾ 그러므로, ψ 를 측정하여 피드백 제어를 하면 서보 모터로 활용될 수도 있다. 제안된 자기 부상 모터는 이러한 교류 모터 두 개로 구성된 형태이므로 토크도 두 배가 되어 적용하고자 하는 축류 펌프의 요구 조건에 적합하게 된다. 한편, 고정자와 회전자 사이에는 회전 토크뿐만 아니라 흡인력도 발생하는데, 이 축방향 전자기력은 ψ 가 0° 일 때 최대가 되며 이론적으로 ψ 가 90°에 이르면 0이 된다. 회전자의 위치에 따라 각 모터 구동 전류의 진폭을 제어하여 양단에서의 흡인력을 조절하면 축방향으로의 회전자의 자기 부상이 가능하다. 이는 제어 전류가 직류가 아닌 교류라는 점만 제외하고는 축방향 AMB의 원리와 같다. 그 밖의 반경 방향과 기울어진 운동에 대해서는 수동 안정성을 이용한다. 수동 안정성이란 회전자 축방향으로 안정하게 부상이 되면 그에 따라 자동적으로 안정하게 되는 것을 말하는데, 영구 자석과 전자석의 자속이 클수록, 로터의 직경 대비 길이가 길수록 안정성이 높아진다. 공극은 너무 작아도 너무 커도 수동 안정성에 악영향을 끼치므로 다른 설계 변수들과 함께 적절히 선정되어야 한다.

2.2 모터 토크와 부상력

회전자의 영구 자석과 고정자 코일에 의해 생성되는 자속밀도 분포는 각각 다음과 같은 정현 분포를 갖는 것으로 가정한다.

$$B_r(\theta, t) = B_R \cos(\omega t - 2\theta) \quad (1)$$

$$B_s(\theta, t) = B_S \cos(\omega t - 2\theta - \psi) \quad (2)$$

여기서, B_R 과 B_S 는 각각의 자속밀도 최대치이고, θ 는 원주 방향 각좌표이며, ω 는 모터 구동 전류의 주파수로서 자속밀도가 2극 분포일 때 회전자의 회전속도는 2ω 와 같다. 고정자의 슬롯 효과를 무시하고 고정자와 회전자 사이의 공극이 일정하다고 가정할 때, 공극에서 두 자속에 의해 생성되는 자기 에너지는 다음과 같이 표현된다.

$$W = \int_0^g \int_{r_i}^{r_o} \int_0^{2\pi} \frac{(B_r + B_s)^2 r}{2\mu_0} d\theta dr dz \quad (3)$$

이 때, r 과 z 는 원통 좌표계에서의 반경 방향과 축방향 좌표이고, g 는 공극, r_i 와 r_o 는 각각 회전자의 내경과 외경을 뜻하며, μ_0 는 자유 공간에서의 투자율

($=4 \times 10^{-7}$ H/m)이다. 식 (1)과 (2)를 식 (3)에 대입하고, 축방향 흡인력은 공극 g 의 변화에 따른 W 의 변화율과 같다는 관계를 이용하여

$$F = -\frac{\partial W}{\partial g} = \frac{\pi(r_o^2 - r_i^2)}{4\mu_0} (B_R^2 + 2B_R B_S \cos \psi + B_S^2) \quad (4)$$

와 같이 얻을 수 있고, 이와 유사하게, 모터 토크는 ψ 의 변화에 따른 W 의 변화율로서 다음과 같이 유도된다.^(6,7)

$$T = -\frac{\partial W}{\partial \psi} = \frac{\pi(r_o^2 - r_i^2)g}{2\mu_0} B_R B_S \sin \psi \quad (5)$$

식 (4), (5)는 단일 모터에서 생성되는 힘과 토크이므로, 마주보는 두 개의 고정자에 대한 경우로 수정되어야 한다. 즉, 총 전자기력은 양쪽에서 발생하는 흡인력의 차로써 계산되며, 총 토크는 양쪽 모터 토크의 합으로 나타난다. 이상적인 경우로서, 회전자 양단의 공극이 서로 같고 공극에 의한 자속밀도의 변화를 무시할 수 있다면, B_R 은 일정한 값이 되고 B_S 는 구동 전류만의 함수가 된다. 이 때, 두 고정자에서의 B_S 를 편의상 모터 구동 전류에 의한 자속 B_M 과 부상 제어 전류에 의한 자속 B_C 로 나누어 다음과 같이 표현하고

$$B_{S1} = B_M + B_C \quad (6a)$$

$$B_{S2} = B_M - B_C \quad (6b)$$

이를 식 (4)와 (5)에 대입하면 총 전자기력과 모터 토크는 다음과 같이 얻어진다.

$$F_{net} = F_1 - F_2 = \frac{\pi(r_o^2 - r_i^2)}{\mu_0} B_C (B_M + B_R \cos \psi) \quad (7)$$

$$T_{net} = T_1 + T_2 = \frac{\pi(r_o^2 - r_i^2)g}{\mu_0} B_R B_M \sin \psi \quad (8)$$

윗 식은 모터 토크가 B_C 에 관계없이 B_M 에 의해 제어될 수 있음을 보여준다. 예상한 바와 같이, ψ 가 90°일 때 토크가 최대가 되며 전자기력은 최소가 된다. 최소치가 0이 아닌 것은 식 (7)에서 동일 극성끼리의 반발력은 고려되지 않기 때문이다. 그리고, 전자기력이 B_M 에 무관하진 않지만, 개회로 모터 제어를 하거나 회전중 토크 변동이 작은 경우에 B_M 은 거의 일정하다고 볼 수 있으므로 B_C 에 의해 부상력의 제어가 가능함을 알 수 있다.

시스템을 모형화하고 부상 제어를 설계하기 위해서는 전자기력을 전류와 공극의 함수로 표현하는 것이 유용하다. 이를 위하여, 식 (4)의 B_R 과 B_S 를 이들의 함수로 유도한다. 먼저, 영구 자석에 의한 자속을 고려하면, N극에서 나온 자속은 공극을 두 번 지나 S극으로 흐르는데, 이 자기 회로는 대칭성을 이용하여 Fig. 3(a)와 같이 반으로 나누어 해석할 수 있다. 자속 누출과 프린지(fringe) 효과, 자기 포화(magnetic saturation), 자성체 내부의 자기 저항(reluctance) 등을 무시할 때, 하나의 영구 자석에 의한 자속이 거쳐야 하는 자기 저항 R_r 은 다음과 같이 쓰여진다.

$$R_r = \frac{g}{\mu_0 A_m} + \frac{g+l_m}{\mu_0 (A_e/4)} \quad (9)$$

여기서, A_m 과 l_m 은 각각 영구 자석의 면적과 두께이고, A_e 는 회전자의 등가 단면적($\approx \pi(r_o^2 - r_i^2)$)이다. 식 (9)의 우변의 첫 항은 그 영구 자석이 붙어있는 쪽의 공극에서 단면적이 영구 자석의 면적과 같다고

가 정한 것이고, 다른 공극에서는 자속이 공극과 영구 자석의 두께를 합한 거리를 회전자 단면적의 1/4에 걸쳐서 통과하는 것으로 가정하였다. 이 자기 회로를 흐르는 총자속을 계산하기 위해서는 자장의 세기와 기자력(起磁力, magneto-motive force)의 관계식과 영구 자석의 소자(消磁, demagnetization) 특성식이 이용된다.

$$H_m l_m + R_r \phi_m = 0 \quad (10)$$

$$B_m = \mu_r \mu_0 H_m + B_{re} \quad (11)$$

여기서, H_m 과 B_m 은 각각 영구 자석 내부에서의 자장의 세기와 자속 밀도이고, ϕ_m 은 한 개의 영구 자석에 의해 생성되는 자속이며, B_{re} 와 μ_r 은 각각 영구 자석의 잔류 자속밀도와 상대 투자율(=1.05)이다. 식 (9), (10), (11)과 $\phi_m = B_m A_m$ 의 관계를 이용하면 ϕ_m 을 공극의 함수로 나타낼 수 있다.

$$\phi_m = \frac{A_m B_{re}}{1 + \mu_r \left(\frac{g}{l_m} + \frac{4A_m}{A_e} \frac{g+l_m}{l_m} \right)} \quad (12)$$

Fig. 3(a)의 자기 회로에는 영구 자석이 두 개 포함되므로, 총자속은 $2\phi_m$ 이 되며, 이는 자속 분포 ϕ_r 을 $-\pi/4$ 에서 $\pi/4$ 까지 적분한 양에 해당한다. 이 관계를 이용하여 자속 분포식을 구한다.

$$\phi_r(\theta) = 2\phi_m \cos 2\theta \quad (13)$$

그리고, 미소각 $d\theta$ 를 고려하여 자속밀도 분포를 계산하면 다음과 같다.

$$B_r(\theta) = B_R \cos 2\theta = \frac{4\phi_m}{r_o^2 - r_i^2} \cos 2\theta \quad (14)$$

그러므로,

$$B_R = \frac{4A_m B_{re}}{(r_o^2 - r_i^2) \left\{ 1 + \mu_r \left(\frac{g}{l_m} + \frac{4A_m}{A_e} \frac{g+l_m}{l_m} \right) \right\}} \quad (15)$$

이다.

한 편, 고정자 권선에 의한 자속밀도 분포를 구하기 위해서 Fig. 3(b)의 자기 회로를 고려한다. 이 경우도 4극의 자속 분포이므로 반으로 나누어 생각한다. 그림에서 보는 바와 같이 하나의 코어에서 생성된 자속이 다른 두 개의 코어로 반씩 흘러갈 때, 자기 저항

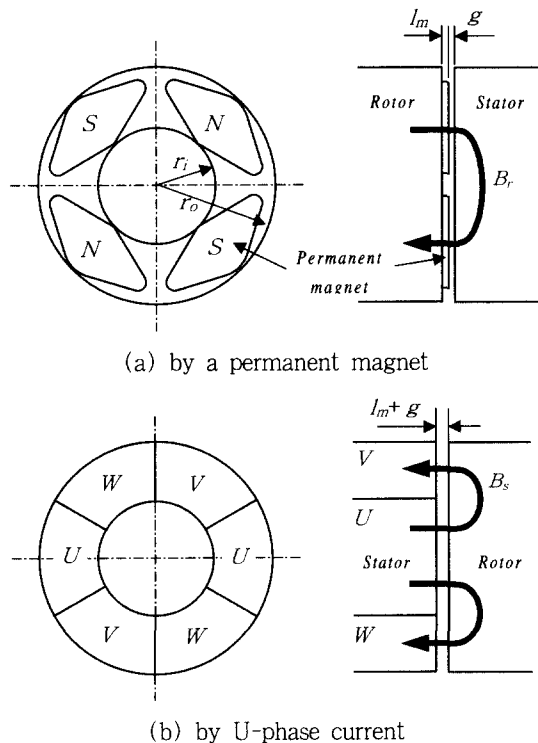


Fig. 3 Flux paths produced by a permanent magnet of the rotor and by U-phase current of the stator

항은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$R_s = \frac{3}{2} \frac{g + l_m}{\mu_0 A_c} \quad (16)$$

여기서, A_c 는 코어의 단면적($\approx A_e/6$)이다. 이 때, 자속은 기자력을 자기 저항으로 나누어 계산한다.

$$\phi_u = \frac{NI_u}{R_s} = \frac{2}{3} \frac{\mu_0 A_c NI_u}{g + l_m} \quad (17)$$

윗 식은 U상 전류 I_u 에 의한 자속을 예로 든 것이며, 여기서 N 은 권선수이다. 편의상 U상 전류가 최대값($= I_m$)이 되는 경우를 생각하면, V상과 W상 전류는 $-I_m/2$ 가 되므로, U상 코어의 공극을 지나는 자속의 합은

$$\phi_s = \phi_u - \frac{1}{2} \phi_v - \frac{1}{2} \phi_w = \frac{\mu_0 A_c NI_m}{g + l_m} \quad (18)$$

이 되고, 이로부터 식 (13), (14)와 유사한 방법으로 자속 분포와 자속밀도 분포가 구해진다.

$$\phi_s(\theta) = \frac{2\sqrt{3}}{3} \phi_s \cos 2\theta \quad (19)$$

$$B_s(\theta) = B_s \cos 2\theta = \frac{4\sqrt{3}}{3} \frac{\phi_s}{r_o^2 - r_i^2} \cos 2\theta \quad (20)$$

여기서

$$B_s = \frac{4\sqrt{3}}{3} \frac{\mu_0 A_c NI_m}{(r_o^2 - r_i^2)(g + l_m)} \quad (21)$$

이다. 식 (21)에서 보이듯이 B_s 는 일반적인 AMB 시스템에서와 마찬가지로 전류에 비례하고 공극에 반 비례한다.

2.3 축방향 운동 방정식

본 절에서는, 제안된 시스템의 축방향 운동을 묘사하는 1-자유도 선형방정식을 유도하고, 간단한 비례 미분 제어를 설계한다. 이를 위하여 먼저, 식 (15)와 (21)을 식 (4)에 대입하여 얻어지는 전자기력을 공극 및 전류의 함수로 선형화 한다.⁽⁸⁾

$$F = F|_{x=i=0} + \frac{\partial F}{\partial x} \Big|_{x=i=0} \cdot x + \frac{\partial F}{\partial i} \Big|_{x=i=0} \cdot i \quad (22)$$

여기서, x 와 i 는 각각 공극과 전류의 미소 변화량을 뜻한다. 우변의 첫 항은 상수항으로서 시스템의 대칭

성에 의해 상쇄되거나 그 차이가 자중을 견디도록 설계된다. 둘째, 셋째 항의 계수들은 각각 위치 강성계수와 전류 강성계수로서 다음과 같이 정의된다.

$$K_x \equiv \frac{\partial F}{\partial x} \Big|_{x=i=0} = \frac{A_e}{2\mu_0} \left\{ B_R \frac{\partial B_R}{\partial x} + B_S \frac{\partial B_S}{\partial x} + \left(B_R \frac{\partial B_S}{\partial x} + B_S \frac{\partial B_R}{\partial x} \right) \cos \psi \right\} \Big|_{x=i=0} \quad (23a)$$

$$K_i \equiv \frac{\partial F}{\partial i} \Big|_{x=i=0} = \frac{A_e}{2\mu_0} \left\{ B_S \frac{\partial B_S}{\partial i} + B_R \frac{\partial B_S}{\partial i} \cos \psi \right\} \Big|_{x=i=0} \quad (23b)$$

여기서,

$$\frac{\partial B_R}{\partial x} \Big|_{x=i=0} = \frac{-4A_m B_{re} \frac{\mu_r}{l_m} \left(1 + \frac{4A_m}{A_e} \right)}{(r_o^2 - r_i^2) \left\{ 1 + \mu_r \left(\frac{g}{l_m} + \frac{4A_m}{A_e} \frac{g + l_m}{l_m} \right) \right\}^2} \quad (24a)$$

$$\frac{\partial B_S}{\partial x} \Big|_{x=i=0} = -\frac{4\sqrt{3}}{3} \frac{\mu_0 A_c NI_m}{(r_o^2 - r_i^2)(g + l_m)^2} \quad (24b)$$

$$\frac{\partial B_S}{\partial i} \Big|_{x=i=0} = \frac{4\sqrt{3}}{3} \frac{\mu_0 A_c N}{(r_o^2 - r_i^2)(g + l_m)} \quad (24c)$$

이로부터, 회전자에 외력이 작용하지 않을 때의 운동 방정식은 다음과 같이 간단히 얻어진다.

$$m\ddot{x} - 2K_x x = 2K_i i \quad (25)$$

AMB 시스템과 마찬가지로 음의 강성에 의해 회전자의 거동이 불안정함을 알 수 있다. 그러므로, 피드백 제어가 필수적이다. 본 논문에서는 가장 간단한 비례미분 제어를 설계하였다.

$$i = -K_S K_A (K_p x + K_d \dot{x}) \quad (26)$$

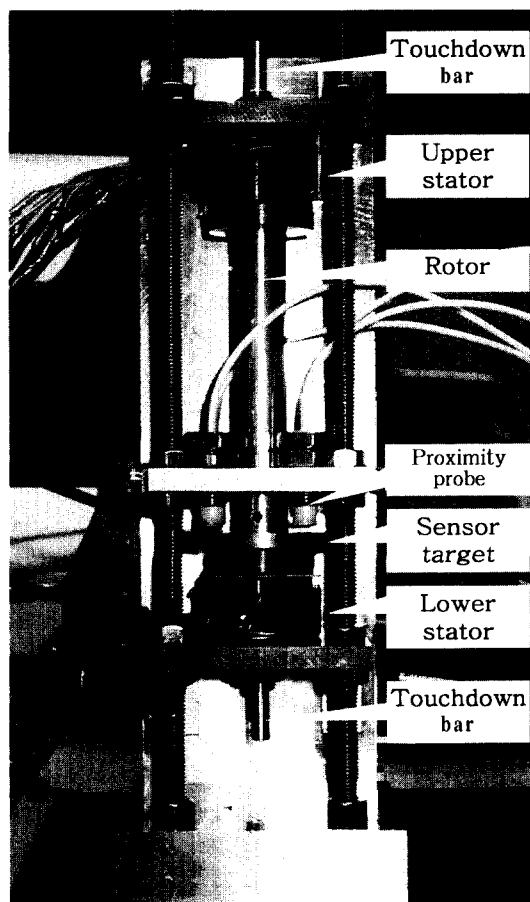
여기서, K_S 는 센서 이득, K_A 는 전력 증폭기의 이득이고, K_p 와 K_d 는 각각 비례제어, 미분제어 이득이다. 식의 단순화를 위해 모든 시상수는 무시하였다. 식 (26)을 (25)에 대입하면 폐회로의 운동 방정식이 얻어지는데, 그 안정성을 보장하는 적절한 제어 이득의 선정에는 선형 제어의 극 배치법이 이용되었다. 즉, 전력 증폭기의 용량이나 자기 포화 등에 의하여 제한 받지 않는 범위 내에서, 바람직한 고유 진동수와 감쇠 계수를 각각 ω_n 과 ζ 하면 제어 이득들은 다음과 같이 결정될 수 있다.

$$K_p = \frac{m\omega_n^2 + 2K_s}{2K_s K_A K_i}, K_d = \frac{m\zeta\omega_n}{K_s K_A K_i} \quad (27)$$

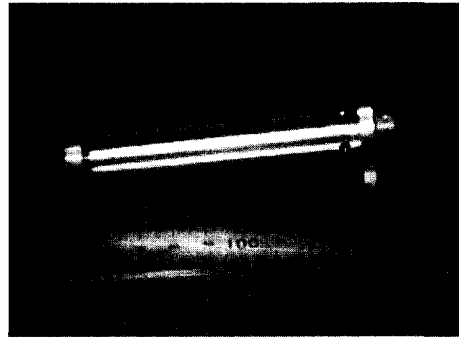
3. 실험

3.1 실험 장치

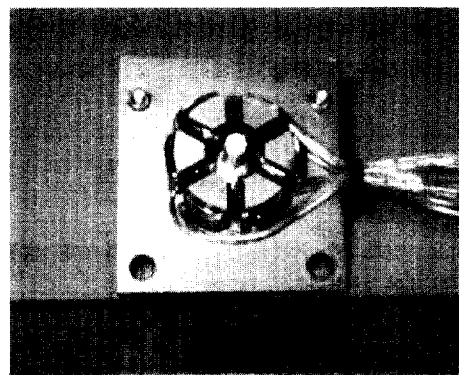
실제 인공 심장 개발에 앞서, 먼저 제안된 자기 부상 모터의 응용 가능성을 타진하기 위하여, 본 논문의 실험 장치는 크기와 성능에 다소 여유를 두고 제작되었다. Fig. 4는 실험 장치의 사진들이고, 각종 설계 변수들의 값은 Table 1에 나타내었다. 실험 장치는 중력이 반경 방향의 수동 안정성에 영향을 끼치지 못하도록 수직형으로 설계되었다. 또한, 회전자의 길이와 수동 안정성과의 관계를 조사하기 위해 회전자를 다양한 길이로 제작하고 두 고정자 사이의 거리는



(a) Assembled self-bearing motor



(b) Rotor with permanent magnets



(c) Stator with windings

Fig. 4 The prototype for experiment

40~100 mm의 범위에서 조절할 수 있게 하였다. 그리고, 회전자의 양 끝단에는 중심에 구멍이 있고 그보다 직경이 작은 안전 막대가 끼워져 있어서, 정상적인 부상 상태에서는 접촉이 없지만 축 진동이 반경 방향으로 0.5 mm, 축방향으로는 0.3 mm를 초과하면 안전 막대에 닿게 되어 비상시의 시스템 파손을 예방한다. 회전자의 거동은 네 개의 비접촉 센서로 측정된다. 이는 축방향 변위뿐만 아니라 축의 기울어지는 거동도 측정하기 위함인데, 실제 시스템에서는 비접촉 센서 1개만을 Fig. 4의 안전 막대의 위치에 장착할 계획이므로, 측정 대상용 원판이 필요 없어지고 더욱 간단하고 가벼운 구조가 가능해진다.

Fig. 5는 제어 신호의 흐름도이다. 네 개의 센서로 측정된 평균 변위는 A/D 변환기를 거쳐 PowerPC Board로 들어가서 제어 신호로 바뀐다. 이 신호는 모터 구동용 3상 교류 전류의 진폭에 가감되어 6 채널의 신호를 만들고, 이들은 실험실에서 제작된 선형 전력 증폭기에서 증폭되어 상하 고정자의 코일 속으로 인가된다.

Table 1 Design parameters

Parameter	Value	Parameter	Value
Outer diameter of rotor	28 mm	Core area of stator	49 mm ²
Inner diameter of rotor	14 mm	Gap between cores	4 mm
Weight of rotor(Max.)	0.1 kg	No. of coil turns	60
Rotor length	40-100 mm(adjustable)	Nominal amplitude of motor current	2 A
Air gap	0.8 mm	Sensor gain	2.25 V/mm
Residual flux density of P.M.	1.3 Tesla	Power amp. gain	1 A/V
Area of P.M.	69.5 mm ²	Proportional control gain	7
Thickness of P.M.	0.7 mm	Derivative control gain	0.0063

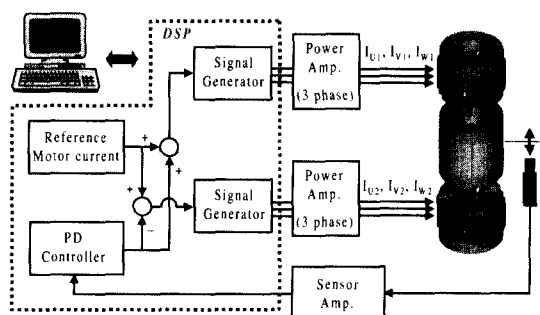


Fig. 5 Signal flow diagram

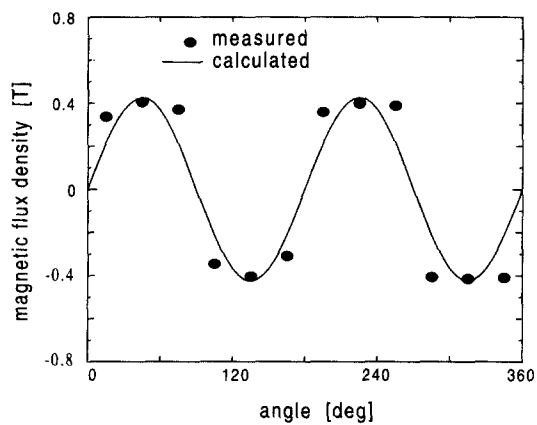
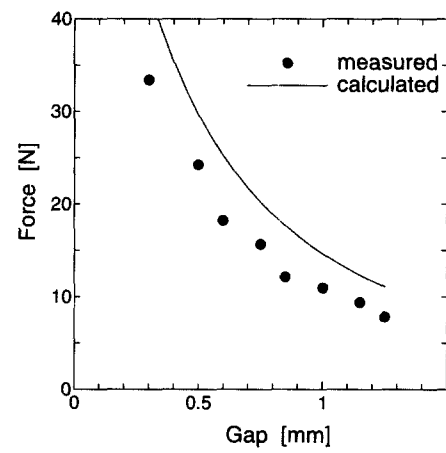


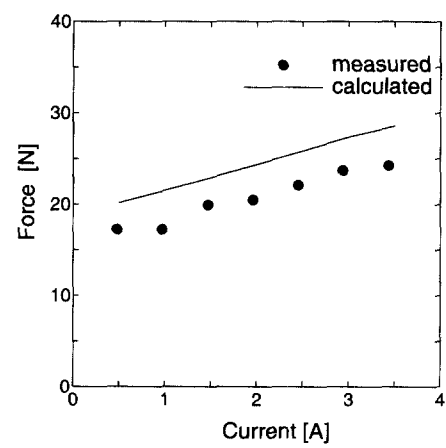
Fig. 6 Flux density distribution generated by permanent magnets when $g = 1.3$ mm

3.2 실험 결과 및 토의

부상 회전 실험에 앞서 자속밀도와 전자기력에 대한 모형화를 검증하기 위한 실험을 수행하였다. Fig. 6에서는 식 (15)로부터 계산한 영구 자석만에 의한 자속밀도 분포와 가우스미터(Gauss-meter)를 이용하여 직접 측정된 값을 비교한다. 가우스미터의 두께가



(a)



(b)

Fig. 7 Static attractive force generated (a) by only permanent magnets and (b) by permanent magnets and coils when $g = 0.8$ mm in a stator

1 mm인 까닭에 정상 상태 공극 0.8 mm가 아닌 1.3 mm의 공극에 대한 값을 도시하였다. 슬롯의 영향과 영구 자석의 모서리 효과로 인하여 찌그러진 정현파 분포를 얻었지만 그 최대치는 계산 결과와 거의 일치함을 알 수 있다. Fig. 7(a)는 같은 조건에서 공극의 변화에 따른 흡인력의 변화를 나타낸다. 즉, 식 (4)에서 $B_s=0$ 인 경우인데, 곡선의 형태는 두 결과가 유사하지만 크기에는 3~5 N 정도의 오차가 있다. Fig. 6에서 B_R 의 추정이 상당히 정확함을 감안할 때, 식 (4)의 모형화 오차와 스프링 저울로 흡인력을 측정하는 과정에서의 측정 오차가 그 원인이라 사료된다. Fig. 7(b)는 공극을 정상 상태인 0.8 mm로 고정시킨 채, 전류를 변화시키며 흡인력을 측정된 결과이다. 역시 형태는 유사하지만 Fig. 7(a)에서와 비슷한 크기의 오차가 확인된다. 그림에서 그래프가 직선처럼 보이는 것은 B_R 에 비하여 B_s 가 상당히 작아서(약 13%) 그 제곱항의 영향이 잘 나타나지 않았기 때문이다. Fig. 6과 7을 살펴보면, 자속밀도와 흡인력에 대한 모형화가 적절히 이루어졌다고 판단된다.

이 모형화에 기초를 두고 설계된 제어기를 이용하여 어렵지 않게 회전자의 부상 회전에 성공하였다. 실험은 먼저 회전자의 길이가 가장 긴 경우(100 mm)에 대하여 수행되었다. Fig. 8(a)는 부상 상태에서 정지하고 있는 회전자를 반경방향으로 충격 가진을 하고 한 개의 축방향 센서에서 측정된 변위이다. 여기서 우선, 반경방향의 높은 수동 안정성을 확인할 수 있고, 반경방향 병진 모드(약 20 Hz)와 기울어짐 모드(약 12.5 Hz)에 의해 생기는 공명 현상도 볼 수 있다. 과도(transient) 진동이 1초 가까이 지속되는 것은 수동형 자기 베어링들의 공통적인 단점인 낮은 감쇠 때문이다. 별도로 도시하지 않았지만, 능동 제어를 하고 있는, 네 개 센서의 평균치인 실제 축방향 변위 신호에서는 이러한 진동이 거의 나타나지 않는다. Fig. 8(b)는 계단 입력에 대해서 역시 한 개의 센서에서 측정된 응답이다. 응답은 빠르지만, 약 12.5 Hz의 저주파 과도 진동이 나타나는데 이는 기울어짐 모드와 연성된 진동이다. 엄밀히 말하면, 이 시스템에서 회전자는 미소하게나마 항상 기울어진 상태로 부상하게 되므로, 축방향의 제어를 아무리 잘 하여도 이러한 연성 현상을 피하기 어렵다. Fig. 9는 부상 회전 중에 회전자의 축방향, 반경방향 진동의 진폭을 그린 것이다. 여기서, 축방향 신호는 네 개의 센서 신호를 평균한 것이며, 반경방향 진동 측정을 위해서는 별도의 센서를 장착하였다. 그림에서 보이듯이, 회전

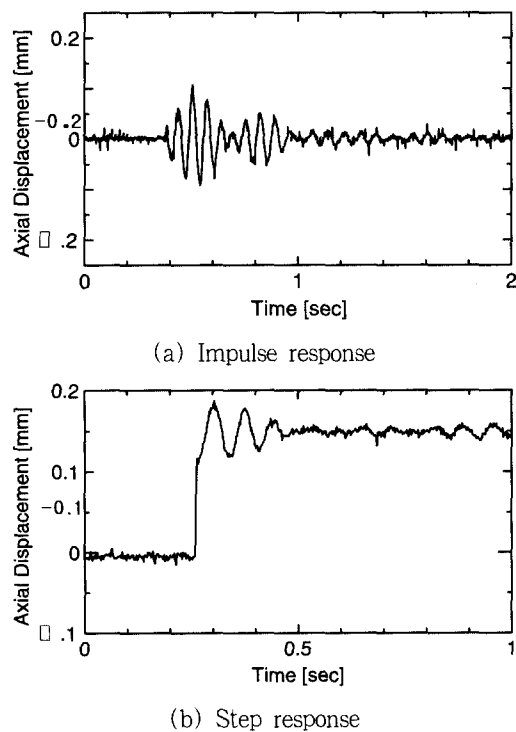


Fig. 8 Impulse and step responses of the levitated rotor 100 mm long

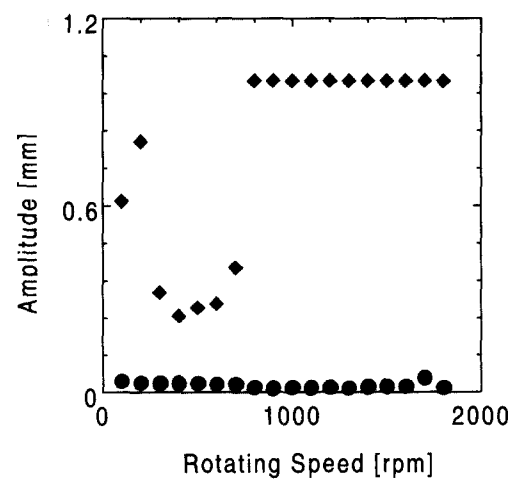
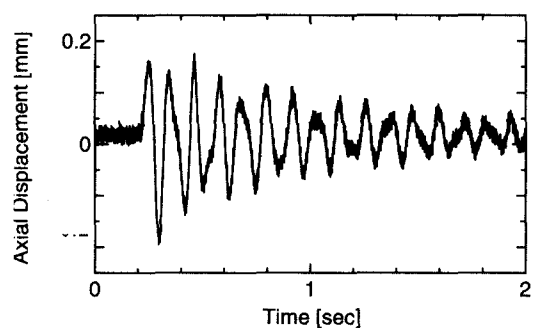


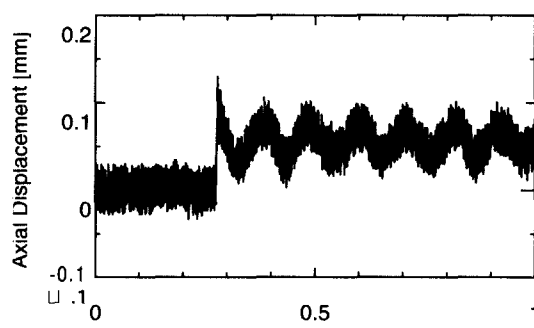
Fig. 9 Vibration of the levitated rotor(100 mm) versus rotational speed:
● axial direction, ◆ radial direction

속도 1800 rpm에 이를 때까지 축방향 진동은 0.05 mm 이하로 제어되었으나, 반경방향으로는 800 rpm 부터 수동 안정성이 깨어져 안전 막대에 닿은 채 회전하였다. 이 불안정성은 불균형력과 기울어짐 모드에 기인하는 것이며, 이 시스템이 10000 rpm 이상의 고속 회전 중에도 안정된 부상 상태를 유지하기 위해서는 세심한 밸런싱 작업은 물론, 반경방향 지지용 베어링의 채용이 필수적임을 의미한다.

한 편, 회전체의 길이를 76 mm로 줄이고 부상 실험을 수행하였다. 그러나, 앞의 실험과 같은 0.8 mm의 공극에서는 회전체가 기울어져 양쪽 고정자 면에 모서리 부분이 접촉하게 되어 자기 부상에 실패하였다. 이는 1.2 mm에서도 마찬가지였으며, 공극을 1.4 mm로 하였을 때 비로소 부상되었다. Fig. 10은 이 경우의 충격 응답과 계단 응답이다. (a)는 반경방향으로 가진하고 축방향 센서 중의 하나에서 측정된 변위인데, 약 9 Hz로 진동하며 과도 진동이 3초가 넘게 지속되었다. 이는 반경방향 수동 안정성의 여유

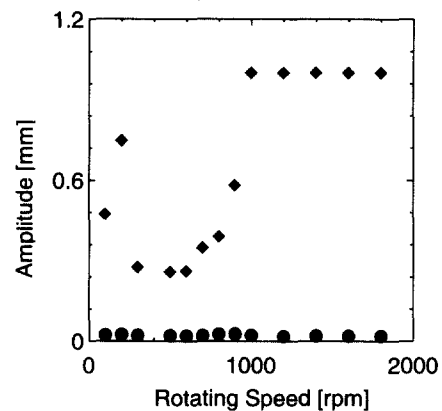


(a) Impulse response



(b) Step response

Fig. 10 Impulse and step responses of the levitated rotor 76 mm long



● axial direction, ◆ radial direction

Fig. 11 Vibration of the levitated rotor(76 mm) versus rotational speed:

(margin)가 거의 없는 안정 한계점 근처의 부상 조건 때문에 사료된다. (b)에서도 유사한 과도 진동이 길게 지속되는 것을 확인할 수 있다. Fig. 11은 Fig. 9와 같은 방법으로 측정된 결과로서 역시 축방향 진동은 잘 제어가 된 반면 반경방향으로는 1000 rpm 이하에서 안정성을 잃는 모습을 보인다. 반경방향의 수동 안정성은 회전체의 길이뿐만 아니라 공극 과도 관계가 있으므로 Fig. 9와 Fig. 11을 직접 비교하는 것은 무리가 있으나, 회전체를 24 % 짧게 하고 공극을 75 % 늘였을 때, 수동 안정성이 다소 향상됨을 확인할 수 있다.

본 논문에서 제안된 시스템은 반경방향 수동 안정성의 고유진동수에서의 취약성으로 인하여 인공 심장의 요구 사양을 만족할만한 모터 토크와 베어링 특성을 실험적으로 확인하지는 못하였지만, 축방향 자기 부상 모터의 충분한 응용 가능성은 검증하였다. 향후 이 시스템의 강성 및 감쇠 성능을 보다 향상시키기 위해서는 제어 이득을 높이는 것이 가장 용이하지만 전력 증폭기의 용량에 의해 제한을 받을뿐더러 안정 영역이 감소하는 단점이 있고, 코일의 권선수를 늘리는 것도 좋은 방법이지만 인덕턴스(inductance)가 증가하여 주파수 대역폭이 축소될 위험이 있다. 한 편, 모터 구동 전류를 증가시키거나 강력한 영구 자석을 사용하면 모터 토크와 베어링 강성을 동시에 개선할 수 있으나 역시 전력 증폭기의 용량이나 자기 포화에 의해 한계가 그어진다. 공극을 줄이는 것도 전자기력

을 크게 증가시키지만 영구 자석에 의한 불안정력도 함께 증가하므로 효율적이라 할 수 없다. 게다가 지나치게 작은 공극은 반경 방향의 수동 안정성을 깨뜨리는 치명적인 단점이 있다. 그러므로, 연관된 많은 설계 변수들을 종합하여 체계적인 이론에 따른 최적의 설계 조건을 도출할 필요가 있는데, 이는 차기 연구 과제로 미룬다.

4. 결 론

축방향 AMB와 원판형 4극 교류 전동기의 원리를 결합한 형태인 축방향 자기 부상 모터를 제안하였다. 별도의 베어링 없이 두 개의 원판형 동기 모터를 마주 배치하여 회전시킴과 동시에, 축방향으로는 푸쉬-풀 형태로 능동 부상시키고 다른 방향으로 수동 안정성을 이용하여 부상 상태를 유지하는 원리를 갖는다. 제어기 설계 및 시스템 모형화를 위하여 모터 토크와 축방향 전자기력을 공극과 전류의 함수로 유도하였고 간단한 실험을 통하여 타당성을 검증하였다. 이는 최적 설계를 위하여 매우 유용한 지침이 될 수 있다. 실험에서는 2000 rpm까지 회전시키면서 해석을 통해 예측한대로 자기 부상과 회전의 두 가지 기능이 독립적으로 제어될 수 있음을 검증하였고, 안정된 부상 회전 성능을 바탕으로 다양한 응용 가능성을 확인하였다. 그러나, 고유진동수에서의 반경방향 불안정성으로 인하여 최대 토크 및 최고 회전 속도, 안정된 자기 부상이 가능한 한계 속도 등 구체적인 성능 지표는 얻지 못하였다. 본 논문에서 목표한 바와 같이, 제안된 자기 부상 모터가 인공 심장에 응용되기 위해서는 보다 높은 모터 토크와 베어링 강성, 더욱 소형화된 구조 등이 요구되며, 그 밖에 노출된 문제점으로서 반경방향 지지 방법, 설계 기법 체계화, 센서 대체 등을 위한 연구가 계속되어야 할 것이다.

참 고 문 헌

- (1) Okada, Y. et. al., 1995, "Analysis and Comparison of PM Synchronous Motor and Induction Motor Type Magnetic Bearings," IEEE Trans., IA-31, No. 5, pp. 1047~1053.
- (2) Okada, Y. et. al., 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.
- (3) Michioka, C. et. al., 1996, "A Decoupling Control Method of Reluctance-type Bearingless Motors Considering Magnetic Saturation," IEEE Trans. on Industry Applications, Vol. 32, No. 5, pp. 1204~1210.
- (4) Chiba, A. et. al., 1997, "Stable Operation of Induction-type Bearingless Motors Under Loaded Conditions," IEEE Trans. on Industry Applications, Vol. 33, No. 4, pp. 919~924.
- (5) 김승종, Okada, Y., Masuzawa, T., 2001, "인공심장용 무축 원판형 자기 부상 모터," 한국소음진동공학회, 춘계학술대회 논문집, pp. 559~564.
- (6) Ueno, S. et. al., 1996, "Control of Axially Levitated Rotating Motor," Proceeding of 3rd International Symposium on Motion and Vibration Control, Chiba, Japan, Vol. 1, pp. 94~99.
- (7) Kim, S.J., Okada, Y., Masuzawa, T. and Yamane, T., 2000, "Design of an Axial-type Self-bearing Motor for Axial Pump," JSME, Dynamics and Design Conference 2000, Tokyo, Japan.
- (8) 김승종, 이종원, 1998, "LMS 알고리즘을 이용한 하중계 내장형 자기베어링 시스템의 운전중 위치 및 전류 강성계수 규명," 대한기계학회논문집 A권, 제 22권, 제 12호, pp. 2261~2268.