

플라이휠 에너지 저장장치를 위한 저 전력소모 하이브리드 마그네틱 베어링의 설계

Design of Low Power Consumption Hybrid Magnetic Bearing for Flywheel Energy Storage System

김 우 연*. 이 종 민*. 배 용 채**. 김 승 종†

Woo-Yeon Kim, Jong-Min Lee, Yong-Chae Bae and Seung-Jong Kim

(2010년 4월 28일 접수 ; 2010년 7월 28일 심사완료)

Key Words : Hybrid Magnetic Bearing(하이브리드 마그네틱 베어링), Flywheel Energy Storage System(플라이휠 에너지 저장장치), Permanent Magnetic Bearing(영구자석 베어링), Outer-rotor Type(외전형)

ABSTRACT

For the application into a 1 kWh flywheel energy storage system(FESS), this paper presents the design scheme of radial and axial hybrid magnetic bearings which use bias fluxes generated by permanent magnets. In particular, the axial hybrid magnetic bearing is newly proposed in this paper, in which a permanent magnet is arranged in axial direction so that it can support the rotor weight as well as provide a bias flux for axial magnetic bearing. Such hybrid magnetic bearings consume very low power, compared with conventional electromagnetic bearings. In this paper, to stably support a 140 kg flywheel rotor without contact, design process is explained in detail, and magnetic circuit analysis and three-dimensional finite element analysis are carried out to determine the design parameters and predict the performance of the magnetic bearings.

1. 서 론

에너지 저장용 플라이휠 장치는 크게 플라이휠을 포함한 회전체부, 전기 에너지와 회전 에너지의 상호 변환을 위한 전동/발전기, 회전체를 지지하는 베어링부로 구성된다. 플라이휠은 공기 마찰을 최소화하기 위해서 진공 내에서 회전하는 경우가 많은데, 이 때는 구름 베어링과 같은 접촉식 베어링의 사용이 불가능하여 마그네틱 베어링이나 초전도 베어링과 같은 비접촉 베어링이 사용된다. 사실 초전도 베

어링을 쓰는 경우에도 낮은 감쇠력을 보완하기 위해서 추가로 소형 마그네틱 베어링을 댐퍼로 사용하는 경우가 많으므로, 에너지 저장용 플라이휠에서 마그네틱 베어링의 사용은 대세라고 말할 수 있다. 그러나, 마그네틱 베어링은 실시간 피드백 제어로써 어떤 상황에서도 안정성을 보장해야 한다는 부담 외에도, 회전체를 장시간 부상시키기 위해 자체적으로 소모하는 전력이 크다는 단점이 있다. 안정성 보장을 위해서는 하드웨어적 잉여성(redundancy)과 회전체 역학 기반의 다양한 제어기 강건 설계 기법들이 연구되어 왔고, 소모전력 문제를 극복하는 방법으로 영구자석이 정적인 힘(static force)을 제공하고 전자석이 제어력만을 담당하는 하이브리드 구조가 효과적인 것으로 알려져 있다. 이를 하이브리드 마그네틱 베어링(hybrid magnetic bearing, HMB)이라

† 교신저자, 정회원, 한국과학기술연구원 에너지메카닉스센터
E-mail : sjongkim@kist.re.kr

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

* 한국과학기술연구원 에너지메카닉스센터

** 정회원, 한국전력공사 전력연구원

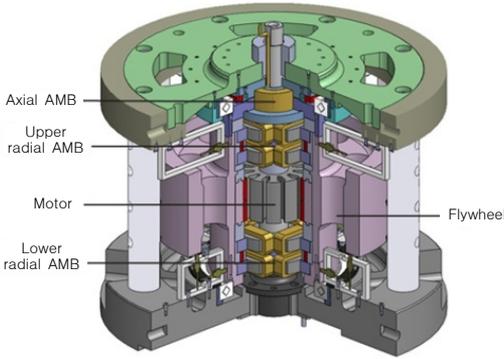


Fig. 1 Flywheel energy storage system

한다^(1~3). HMB에서는 회전체가 부상 상태에서 진동이 미소할 경우 이론적으로 소모 전력은 거의 없다.

이 논문에서는 1 kWh급 에너지 저장용 플라이휠 장치에 장착되는 약 140 kg의 회전체를 지지하기 위한 HMB의 설계과정을 소개한다. 플라이휠의 에너지 저장 효율을 높이기 위해서는 주 질량 관성 모멘트가 커야 하기에⁽⁴⁾, Fig. 1에 나타난 바와 같이 회전체는 외전형(outer-rotor type)으로 설계되었으며 축 방향 높이를 최소화하기 위한 구조를 갖는다. 특히, 축 방향 HMB가 회전체의 자중을 감당하기 위한 영구자석과 일체화된 것이 구조적 특징이다. 이하 본문에서는 축 방향 및 반경 방향 HMB의 구조와 원리를 소개하고, 자기회로 해석과 유한요소 해석을 통해 설계 사양을 결정하는 과정과 최종적으로 예측된 성능을 제시한다.

2. 축 방향 HMB의 설계

2.1 구조 및 원리

이 논문에서 제안하는 축 방향 HMB의 구조는 Fig. 2와 같다. 축 방향으로 자화된 링(ring)형 영구자석이 회전체의 상부 표면과 일정한 공극을 두고 배치되어 회전체의 정적 하중을 지지하는 동시에, 축 방향 HMB를 위한 바이어스 자속을 제공할 수 있도록 한 것이 구조적인 특징이다. 이러한 축 방향 HMB는 하중 지지와 축 방향 제어가 동시에 가능하여 하중 지지를 위한 영구자석을 추가로 장착하지 않아도 되므로 전체적으로 시스템의 크기를 줄이고, 무게를 경량화할 수 있는 이점이 있다.

Fig. 2에서 누설 자속이 없고 코어에서의 자기 저

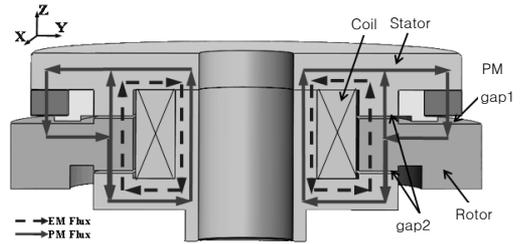


Fig. 2 Thrust HMB design for flywheel

항이 없는 이상적인 경우를 가정할 때, 영구자석에 의해 발생하는 바이어스 자속은 굵은 실선 화살표로 표시된 경로를 따른다. 이 경로는 3개의 공극을 포함하는데, 먼저 그림에서 gap1으로 표시된 공극을 지나는 자속은 회전체 자중을 지지하는 z방향 전자기력을 생성하고, 이후 양분되어 gap2로 표시된 상하 공극을 지난다. 회전체의 부상이 정상 상태일 때, 즉, 상하 gap2의 크기가 동일할 때는 양분되는 바이어스 자속의 크기도 동일하다. 그러나 상하 gap2의 크기가 상이할 경우에는, 예를 들어 회전체가 -z방향으로 이동하여 하측 gap2가 상측 gap2보다 좁아질 경우에는, 하측 gap2쪽으로 흐르는 자속이 증가하고 자기력도 증가하여 회전체는 더욱 아래쪽으로 끌려가게 된다. 즉, 바이어스 자속만으로는 정상 상태를 유지할 수 없는 불안정성이 존재한다. 이를 안정화하기 위해서, Fig. 2와 같이 중심축 주위로 도넛 형태의 코일이 감겨있다. 코일에서 발생하는 제어 자속은 점선 화살표로 표시된 경로를 갖는데, 화살표의 방향은 코일의 전류 방향에 따라 바뀌고 자속의 세기는 전류의 크기에 비례한다. 그림의 제어 자속 방향은 회전체를 위쪽으로 이동시키기 위한 경우로서, 상측 gap2에서는 제어 자속과 바이어스 자속의 방향이 일치하여 전자기력이 증가하고, 하측 gap2에서는 그들의 방향이 반대가 되어 전자기력이 감소한다. 제어 자속이 증가하여 상측 공극에서의 전자기력이 더 커지면 회전체는 위쪽으로 이동한다. 즉, 회전체의 상하 방향(축 방향) 변위 발생 시에 제어 전류를 적절히 제어하면 회전체를 정상 상태 위치로 복원시키는 것이 가능하다.

한편, 회전체가 정상 상태 위치를 유지하고 있다면 제어 전류는 거의 0A가 될 것이다. 그러나, 정상 상태에서 영구자석에 의한 축 방향 자기력이 회전체의 자중과 일치하도록 영구자석과 공극의 크기를

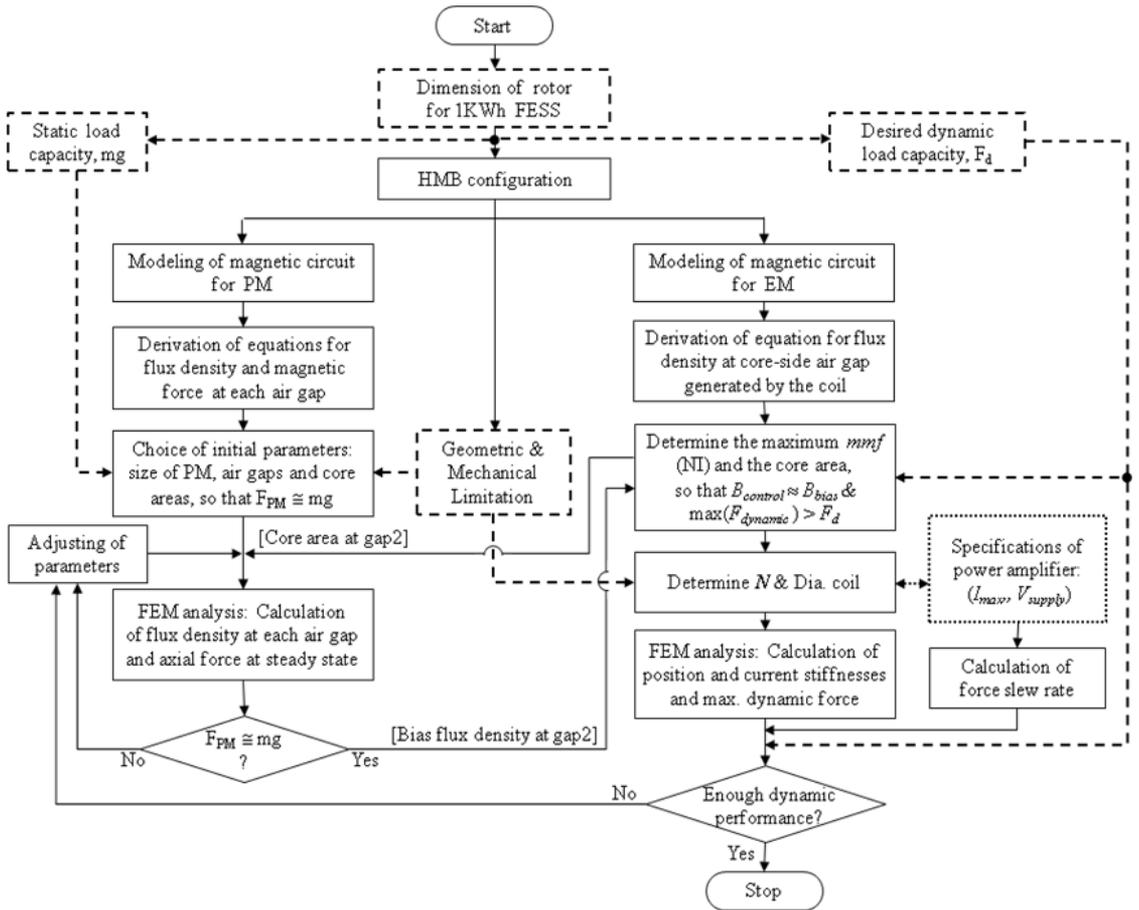
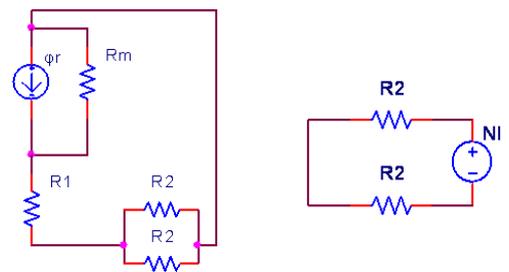


Fig. 3 Flow chart for the design of thrust HMB

정확히 설계하고 제작하기란 불가능에 가깝다. 그러므로 그 두 힘 사이의 차이를 보상할 필요성은 항상 발생하며, 이를 축 방향 HMB에서 보상하기 위하여 축 방향 코일에 약간의 오프셋(offset) 전류를 지속적으로 인가해야 한다. 이는, 축 방향 HMB의 영구자석 설계 정확도에 따라 전체 플라이휠 시스템의 소모전력이 좌우될 수 있음을 의미한다.

2.2 자기회로 해석 및 설계 변수 선정

Fig.3은 이 논문에서 제안하는 축 방향 HMB의 설계 과정을 보여주는 플로우차트(flow chart)이다. 우선, 플라이휠 시스템의 에너지 저장 용량에 따라 회전체의 형상, 크기와 무게, 회전속도, 그리고 Fig. 1과 같은 대략적인 구조 등이 정해지면, 먼저 축 방향 HMB의 영구자석과 코일에 대한 자기회로의 해석을 수행한다. 이는 축 방향 HMB가 적절한 정적



(a) Flux generated by PM (b) Flux generated by EM

Fig. 4 Magnetic circuits of thrust HMB

(static), 동적 부하용량을 갖도록, 영구자석 크기와 공극의 크기, 코어 면적, 권선수 등에 대한 초기 설계치를 얻기 위함으므로, 누설 자속과 프링징(fringing) 효과 및 코어에서의 자기저항(reluctance)

을 무시한, 가장 단순화된 자기회로를 고려한다. Fig. 4의 (a)는 Fig. 2에 나타난 축 방향 HMB에서 영구자석에 의해 발생하는 바이어스 자속에 대한 자기회로이고, (b)는 코일에 흐르는 제어 전류에 의해 생성되는 제어 자속에 대한 자기회로이다. Fig. 4의 (a)에서 영구자석은 내부 자기저항 R_m 을 갖는 자속 소스(flux source)로 모델링되었다. Fig. 2에 표시된 공극 gap1과 gap2의 자기저항을 각각 R_1 , R_2 라 하면, gap1을 지나는 바이어스 자속은 식 (1)과 같이 표현된다.

$$\phi = \phi_f \frac{R_m}{R_1 + \frac{R_2}{2} + R_m} \quad (1)$$

여기서, $\phi_f = B_r A_m$ 이고,

$$R_m = \frac{l_m}{\mu_0 A_m}, R_1 = \frac{g_1}{\mu_0 A_1}, R_2 = \frac{g_2}{\mu_0 A_2} \quad (2)$$

이다. B_r 은 영구자석의 특성인 잔류 자속밀도(네오디뮴 자석의 경우, 약 1.3 T)이고, g_1 , g_2 는 각각 공극 gap1과 gap2의 크기이며, l_m 과 A_m 은 영구자석의 길이와 단면적을, A_1 과 A_2 는 각각 공극 gap1과 gap2에서의 코어 단면적을, μ_0 는 진공상태에서의 투자율($=4\pi \times 10^{-7}$)을 나타낸다. 식 (1)과 (2)로부터 각 공극에서의 자속밀도, B_1 과 B_2 , 그리고 전자기력, F_1 과 F_2 를 다음과 같이 유도할 수 있다.

$$B_1 = B_r \cdot \frac{1}{\frac{g_1}{l_m} + \frac{g_2}{2l_m} \cdot \frac{A_1}{A_2} + \frac{A_1}{A_m}} \quad (3)$$

$$B_2 = \frac{B_r}{2} \cdot \frac{1}{\frac{g_1}{l_m} \cdot \frac{A_2}{A_1} + \frac{g_2}{2l_m} + \frac{A_2}{A_m}} \quad (4)$$

$$F_n = \frac{B_n^2 A_n}{2\mu_0}, \text{ 여기서 } n = 1 \text{ 또는 } 2. \quad (5)$$

이어서, F_1 이 정상 상태에서 회전체의 자중($=140$ kg)과 거의 같아지도록 설계변수, g_1 , g_2 , l_m , A_m , A_1 , A_2 들의 값을 선정해야 하는데, 설계변수의 수가 많으므로 몇 가지 설계지침을 추가로 고려한다. 우선, 코어에서의 포화 자속밀도가 1.2 T 정도임을 감

안하여, 정상 상태에서의 B_1 을 1.0 T로 설정한다. 이 값이 너무 작아지면 자중 지지를 위한 영구자석의 크기가 증가하므로 바람직하지 않고, 너무 크면 회전체 변위에 의해 공극이 좁아질 경우 자속밀도가 증가하여 자속 포화가 발생할 수 있다. 이제 식 (5)로부터 $A_1 \gg 3450 \text{ mm}^2$ 임을 얻을 수 있고, 프린팅 효과를 무시했으므로 A_m 도 A_1 과 거의 같다고 놓을 수 있다.

한편, Fig. 4(b)에 도시한 코일에 의해 발생하는 제어 자속에 대한 자기회로에서, 공극 gap2에서의 제어 자속밀도 B_c 는 다음과 같이 얻어진다.

$$B_c = \frac{\phi_c}{A_2} = \frac{NI}{2A_2R_2} = \frac{\mu_0 NI}{2g_2} \quad (6)$$

여기서 N 은 권선수이고 I 는 제어 전류이다. 그리고, gap1에서 발생하는 영구자석에 의한 자기력 F_1 이 정확히 자중과 상쇄된다는 가정 하에, 정상 상태에서 gap2에서 발생하는 최대 축 방향 전자기력은 식 (7)과 같이 유도될 수 있다.

$$F_{\max} = \frac{(B_2 + B_c)^2 A_2}{2\mu_0} - \frac{(B_2 - B_c)^2 A_2}{2\mu_0} \quad (7)$$

$$= \frac{(B_{\max})^2 A_2}{2\mu_0} \approx 5.73 \times 10^5 A_2$$

식 (7)은 gap2의 한 쪽 공극에서는 B_2 와 B_c 의 합이 최대값, 즉, 포화 자속밀도에 이르고, 다른 쪽 공극에서는 그 둘이 서로 상쇄되는 경우에, 축 방향 전자기력이 최대가 되고, 그 크기는 A_2 에 비례함을 나타낸다. 여기서, 최대 축 방향 전자기력은 동적 부하용량을 의미하는데, 반경 방향 HMB와 달리 축 방향 HMB에 있어서는 불균형력과 같은 진동 유발 요인의 영향이 크지 않으므로, 보통 회전체 무게의 1~1.5배가 되도록 A_2 를 선정한다. 예를 들어, $A_2=A_1$ 로 하면 이러한 힘 조건을 대략 만족한다. 그리고 식 (3)과 식 (4)에서 $A_1=A_2$ 인 경우에 $B_2=B_1/2=0.5$ T가 됨을 알 수 있다. 이는 상세 해석을 위한 초기값일 뿐, 공간적인 제약이 있는 경우나, 바이어스 자속밀도 B_1 대비 B_2 를 증가시킬 필요가 있는 경우에는 A_2 를 적절히 감소시키면 된다.

다음으로 공극의 크기와 영구자석의 높이를 선정한다. 우선, 회전체가 기울어질 때 고정자와의 접촉

가능성과 가공 및 조립 공차 등을 고려하여 비상 베어링과 회전체 사이의 축 방향 간극은 0.3 mm로 하였다. 이 경우 일반적인 자기 베어링에서는 정상 상태 공극 g_2 를 그 두 배인 0.6 mm 정도로 설계하지만, 이 시스템과 같이 영구자석에 의한 바이어스 자속의 경로가 gap2에서 상하로 나뉘는 경우에는, g_2 가 작으면 회전체의 축 방향 변위 발생 시에 상하 공극의 차이가 증가하여, 변위에 따른 상하 공극에서의 바이어스 자속밀도의 차이도 커진다. 이는 시스템의 불안정한 강성의 증가를 의미하며, 심한 경우 심각한 비선형성을 초래한다. 반대로 g_2 가 너무 크면 Fig. 4(b)와 식 (2)에서 알 수 있듯이 코일이 포함된 자기회로에서 자기저항이 증가하여 제어 전류 소모량이 증가하므로 바람직하지 않다. 이를 고려하여 이 시스템에서 g_2 는 1 mm로 선정하였다. gap1 축의 정상상태 공극 g_1 도 비슷한 선정 과정을 거친다. 앞서 설명한대로 gap1에서 발생하는 자기력은 정상상태에서 회전체 자속과 일치하도록 설계되는데, 회전체의 축 방향 변위가 발생하더라도 이 관계가 최대한 유지되는 것이 바람직하다. 이를 위해서는 g_1 이 발생 가능 변위보다 충분히 커야 한다. 그러나 g_1 이 너무 크면 누설 자속이 증가하고 영구자석의 크기가 증가한다. 이들을 고려하여 g_1 은 3 mm로 선정하였다. 한편, 영구자석의 높이 l_m 은 앞서 선정된 변수들을 식 (3)에 대입하여 구할 수 있다. 계산 결과는 11.67 mm이지만, 영구자석의 제작 편의성 등을 고려하여 l_m 의 초기치는 12 mm로 하였다.

끝으로, 코일 권선수와 최대 제어 전류의 곱으로 나타나는 최대 기자력(magneto-motive force)을 식 (6)에서 구할 수 있다. 이 식에서 주목할 점은 B_c 는 A_2 와 무관할 뿐만 아니라, 회전체의 축 방향 변위가 발생하여도 gap2의 위아래 공극의 합은 일정하므로 B_c 는 변하지 않는다는 점이다. 문제는 B_c 의 최대값 산정 방법이다. 앞에서, 정상 상태에서 gap2 축 상하 공극의 바이어스 자속밀도 B_2 를 0.5 T로 하였으므로, B_c 의 최대값도 0.5 T로 함이 타당할 것 같지만, B_c 의 최대값은 회전체의 축 방향 진폭이 최대일 때 공극이 좁은 쪽의 자속밀도가 0 T가 되는 수준으로 설정하는 것이 합리적이다. Fig. 2에서 회전체가 +Z 방향으로 z 만큼 이동하였을 때, 자기회로 해석에 의하여 gap2의 상하 공극에서의 자속

밀도는 각각 식 (8), 식 (9)와 같이 유도된다.

$$B_{2,+z} = B_r \frac{g_2 + z}{2g_2} \cdot \frac{1}{\frac{g_1 - z}{l_m} \cdot \frac{A_2}{A_1} + \frac{g_2^2 - z^2}{2g_2 l_m} + \frac{A_2}{A_m}} \quad (8)$$

$$B_{2,-z} = B_r \frac{g_2 - z}{2g_2} \cdot \frac{1}{\frac{g_1 - z}{l_m} \cdot \frac{A_2}{A_1} + \frac{g_2^2 - z^2}{2g_2 l_m} + \frac{A_2}{A_m}} \quad (9)$$

비상 베어링과의 간극이 0.3 mm이므로, 즉, 축 방향 최대 변위가 0.3 mm이므로, $z = 0.3$ mm를 위 식들에 대입하면, $B_{2,+z}$ 와 $B_{2,-z}$ 는 각각 0.669 T와 0.360 T로 계산되고, $z = -0.3$ mm인 경우에는 각각 0.347 T와 0.644 T가 얻어진다. 전자의 경우의 상하 자속밀도들이 후자의 경우보다 다소 큰 것은 gap1의 공극이 감소하여 전체 자속이 증가하기 때문이다. B_c 의 최대값은 위에서 구한 네 가지 결과 중 가장 큰 값인 0.67 T로 설정한다.

한편, 이 때 요구되는 기자력은 식 (6)으로부터 대략 1,066 A·turn임을 알 수 있다. 앞서 언급하였듯이 축 방향 HMB에서는 동적 부하용량이 그리 크지 않아도 되므로, 힘 슬루율(force slew rate)은 고려하지 않고 코일 권선 공간과 전력 증폭기의 용량을 고려하여 권선수와 최대 전류를 결정한다. 그 결과, 코일 권선수는 200회, 최대 전류는 5 A로 설정하였다.

2.3 FEM 해석에 의한 검증 및 성능 예측

앞 절에서 설정한 각 변수들은 손실을 고려하지 않은 모델에 의한 것이므로, 설계 형상에 대한 보다

Table 1 Specification of thrust HMB

Parameter		Value
PM size	Height(mm)	10
	Outer dia.(mm)	164
	Inner dia.(mm)	136
	Cross-sectional area(mm ²)	6,600
Core size of stator and rotor at the gap2	Outer dia.(mm)	116
	Inner dia.(mm)	80
	Cross-sectional area(mm ²)	5,540
Air gap size	gap1(mm)	3
	gap2(mm)	1

정확한 해석을 통하여 설계 변수를 조정하는 과정의 반복이 필요하다. 이를 위하여 3차원 FEM 해석 소프트웨어인 Maxwell v.11 3D를 이용하였다. 해석 결과, 누설 자속과 프린팅 효과 등, 자기회로 해석에서 무시되었던 효과들에 의해 자속밀도가 약 15% 낮은 값으로 얻어졌다. 이를 증가시키기 위해서, 각 공극의 크기는 앞 절에서 선정된 값을 유지한 채, 영구자석 및 코어의 면적을 증가시켰다. 최종 설계값들을 Table 1에 정리하였다. Table 1의 값들을 이용한 FEM 해석 결과에서, 공극 gap1에서의 자속 밀도 B_1 은 0.788 T이고, gap2측의 위쪽 공극에서의 정상상태 바이어스 자속 밀도 B_2 는 0.478 T, 아래쪽 공극의 B_2 는 0.399 T이었다. 참고로, 동일한 값들을 식 (2)와 (3)에 넣어 계산한 결과는 B_1 가 0.898 T, B_2 는 0.542 T이었다. 한편, gap1에서의 영구자석 자기력은 1,466 N으로서 자중(140 kgf)보다 약 6.8%

큰 값이다. 이는 실제 제작된 시스템에서 발생하는 힘이 FEM 결과보다 다소 작게 얻어지는 경험을 반영한 것이다.

최종 설계된 축 방향 HMB에 대하여, 회전체의 축 방향 변위 및 제어 전류의 변화에 따른 전자기력의 변화를 FEM을 이용하여 예측한 결과를 Fig. 5와 6에 도시하였다. 그림에서 보듯이 계산 결과는 선형적으로 근사가 가능한데, 두 직선의 기울기는 각각 위치강성계수와 전류강성계수로 정의되는 상수들로서 그 값은 각각 1.801×10^6 N/m와 315.9 N/A로 계산되었다. 두 그림에서 나타낸 힘에는 gap1에서의 자기력이 포함되어 있기에 변위와 전류가 없는 상태에서 발생하는 1,466 N이 기준이 되었다. 잘 알려진 바와 같이, 위의 위치강성계수는 불안정한 강성이다. 피드백 제어기를 포함한 페루프 시스템의 안정된 강성계수는 피드백 제어 이득에 따라 좌우되지만, 최대 변위 0.3 mm일 때 최대 전류 5 A가 흐른다고 가정하면, 다음과 같이 대략 추정할 수 있다.

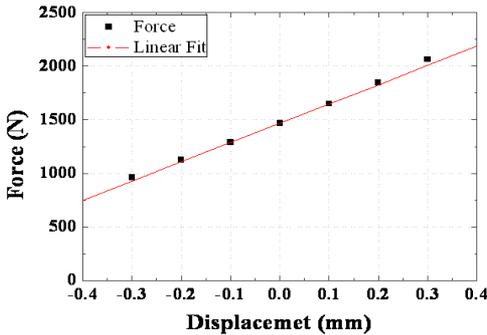


Fig. 5 Variation of magnetic force according to rotor displacement when $I=0$ A in thrust HMB

$$K = 315.9 \times \frac{5}{0.3 \times 10^{-3}} - 1.801 \times 10^6$$

$$= 3.464 \times 10^6 \text{ (N/m)}$$

그러면, 회전체의 축 방향 고유진동수는 약 24.5 Hz로 예측된다. 제어기 설계 및 시스템 동특성에 관한 자세한 내용은 후속 논문에 기술하기로 한다.

3. 반경 방향 HMB 설계

3.1 구조 및 원리

Fig. 7은 이 논문에서 설계된 반경 방향 HMB의 구조 및 자속 경로를 나타낸다. 이와 같은 구조는 잘 알려진 호모폴라(homopolar)형 HMB⁽³⁾로서 외전형(outer rotor type)이고 바이어스 자속을 생성하는 영구자석이 회전체 측에 끼워져 있는 경우이다. 동일한 코일이 감긴 4개의 코어가 90° 간격으로 배치되어 있는 고정자 주위에 링(ring) 형태의 회전자에 있는 구조가 두 층을 이루고 있는데, 두 회전자 사이에는 축 방향으로 자화된 영구자석이 끼워지고, 두 고정자는 자성체 재질의 중심축으로 연결된 구조이다. 그러면, 영구자석에서 발생한 바이어스 자속은 그림에서 실선으로 표시된 ‘상층 회전자 → 4

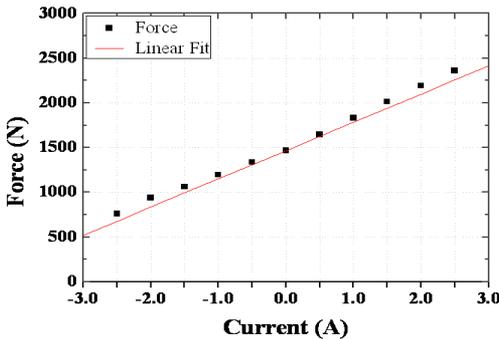


Fig. 6 Variation of magnetic force according to control current at normal state in thrust HMB

개의 공극 → 4개의 상층 고정자 코어 → 중심축 → 4개의 하층 고정자 코어 → 4개의 공극 → 하층 회전자 → 영구자석 S극의 경로를 갖는다. 반면에 코일에 의한 제어 자속의 경우에는, 서로 반대방향에 위치한 코일들이 동일한 방향으로 자속을 생성하도록 연결되어 있어서, Fig. 7에서 점선으로 표시된 바와 같이, ‘한 쪽 코어 → 공극 → 회전자(양쪽으로 반원을 그리며 반대편으로 이동) → 공극 → 반대쪽 코어 → 고정자 중심’의 경로를 갖는다. 상층과 하층의 제어자속의 경로는 독립적이며 방향은 서로 반대이다. 이로써, 상하층 공극, 한 쪽 공극에서는 바이어스 자속과 제어 자속의 방향이 동일하고 반대쪽 공극에서는 두 자속의 방향이 반대가 된다. 예를 들어, Fig. 7에서 좌측의 공극에서는 두 자속의 방향이 일치하고 우측 공극에서는 반대 방향이 되므로, 좌측 공극에서의 전자기력이 증가하여

회전체는 우측(+Y방향)으로 이동한다. 이와 같이, 제어 전류의 방향과 크기를 조절하여 양쪽 공극에서의 자속의 크기를 제어함으로써 회전체를 중심 위치에 부상시킬 수 있다.

3.2 자기회로 해석 및 설계 변수 선정

반경 방향 HMB의 설계과정은 회전체 자중을 감당하는 정적인 힘에 대한 고려만 제외하면 Fig. 3과 유사하다. Fig. 8(a)는 영구자석에 대한 자기회로이다. 정상 상태에서 하나의 고정자 코어를 지나가는 바이어스 자속은 다음과 같이 얻어진다.

$$\phi_c = \phi_r \frac{R_{mr}}{2R_r + 4R_{mr}} \quad (11)$$

여기서, 반경 방향 내부저항 R_{mr} 과 하나의 코어 공극에서의 자기저항 R_r 은

$$R_{mr} = \frac{l_{mr}}{\mu_0 A_{mr}}, \quad R_r = \frac{g_r}{\mu_0 A_r} \quad (12)$$

와 같이 표현된다. l_{mr} 과 A_{mr} 은 반경방향 HMB의 영구자석 길이와 단면적이고, g_r 은 공극의 크기, A_r 은 코어 하나의 단면적이다. 그러면, 공극에서의 바이어스 자속밀도 B 는 식 (13)과 같이 유도된다.

$$B = \frac{\phi_c}{A_r} = B_r \cdot \frac{1}{\frac{2g_r}{l_{mr}} + \frac{4A_r}{A_{mr}}} \quad (13)$$

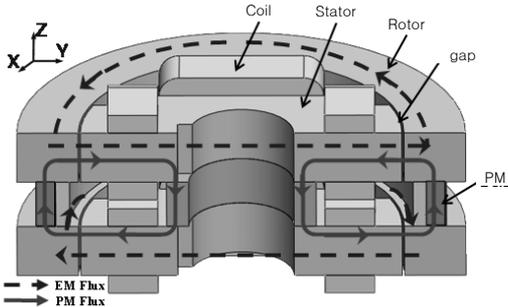
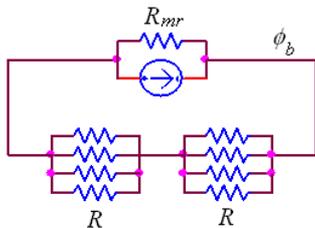
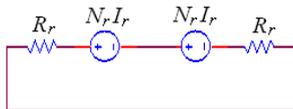


Fig. 7 Flux paths in radial HMB



(a) Flux is generated by PM



(b) Flux is generated by EM

Fig. 8 Electromagnetic circuit of radial HMB

축 방향 HMB에서의 마찬가지로 바이어스 자속 밀도가 약 0.5 T가 되도록 변수들을 설정한다. 먼저, 공극은 0.8 mm로 하였고, 영구자석의 높이는 상하층 코어 사이의 코일 권선 공간을 고려하여 18 mm로 정하였다. 영구자석의 높이가 너무 크면 상하 코어 간격이 증가하여 축의 기울어짐 거동의 제어에 불리하고, 너무 작으면 상하 코어 사이의 누설 자속이 증가한다. 코어의 단면적 A_r 은 반경방향 최대 전자기력과 다음과 같은 관계가 있다.

$$F_{r,max} = \frac{(B_{max})^2 (2A_r)}{2\mu_0} \approx 1.146 \times 10^6 \text{ N} \quad (14)$$

반경방향 최대 전자기력은 회전체의 동적 부하를 고려하여 선정한다. 즉, 회전속도 12,000 rpm에서

벨런싱 등급을 G6.3으로 가정할 때, 불균형량은 약 5 gmm/kg이므로, 불균형력은 약 1,100 N이다. 그러므로 하나의 반경방향 HMB에서 요구되는 최대 전자 기력은 550 N 이상이 되면 되지만, 해석 오차와 안전율을 고려하여 그 두 배 정도로 하였다. 설계된 A_r 은 924.25 mm²이다. 그러면 식 (13)에서 $B \gg 0.5$ T이기 위해 A_{mr} 은 1,472 mm²로 계산된다. 그러나 이 설계값에 대해서 FEM 해석을 수행한 결과, 공극 자속밀도는 약 0.29 T가 얻어졌다. 이 오차는 상하 코어 사이의 공간을 통한 자속 누설이 주원인일 것으로 판단된다. 그래서 A_{mr} 을 증가시키면서 FEM 해석을 수행하여, 공극에서의 바이어스 자속밀도 B가 대략 0.5 T가 되는 A_{mr} 을 선택하였다. 최종 결정된 반경방향 HMB에 대한 설계변수들을 Table 2에 정리하였다. Fig. 9는 최종 결정된 설계 안에 대한 3차원 FEM 해석 결과로서, (a)는 영구자석 주변의 공간으로 누설 자속이 통과하고 있음을 보여주고, (b)는 원주 방향으로 공극의 자속밀도 분포를 도시한 그림이다. 네 개의 코어에서 동일하게 0.503 T의 바이어스 자속밀도가 발생함을 알 수 있다. 참고로, 식 (13)으로부터 구한 값은 0.858 T로서 해석값과 비교할 때 여전히 큰 오차는 존재한다.

한편, Fig. 8(b)는 반경 방향 전자석을 포함하는 자기회로이고, 여기서 공극에서의 제어 자속밀도 B_{rc} 는

$$B_{rc} = \frac{\mu_0 N_r I_r}{g_r} \quad (15)$$

으로 표현된다. 앞 절에서의 유사한 방법으로, B_{rc} 의

최대값은 반경 방향 최대 변위가 발생하였을 때, 좁아진 공극에서의 바이어스 자속밀도를 상쇄할 수 있는 수준으로 결정한다. 반경방향 비상 베어링 간극은 공극의 1/2인 0.4 mm로 하였으므로 최대 변위는 0.4 mm가 되고, 이때의 공극 자속밀도 분포를 FEM으로 구하면 Fig. 10과 같다. 그림에서 A로 표시된

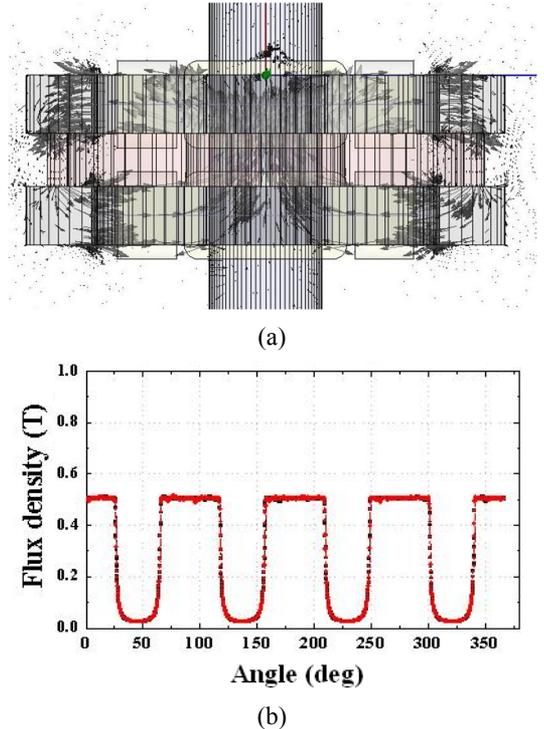


Fig. 9 (a) Flux density vector plot and (b) circumferential distribution of flux density at the air gap, obtained by FEM

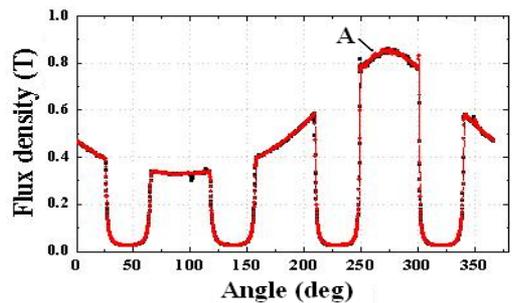


Fig. 10 Circumferential distribution of flux density at the air gap, obtained by FEM, when the rotor moves by 0.4 mm

Table 2 Specification of radial HMB

Parameter		Value
PM	Height(mm)	18
	Outer dia.(mm)	148
	Inner dia.(mm)	134
	Cross-sectional area(mm ²)	3100
Stator core	Outer dia.(mm)	116
	Thickness(mm)	20
	Area of one core(mm ²)	924.25
Rotor core	Outer dia.(mm)	156
	Inner dia.(mm)	117.6
Air gap size(mm)		0.8

좁아진 공극에서의 평균 자속밀도는 약 0.825 T이고, 식 (15)로부터 반경 방향 HMB의 최대 기자력 $N_r I_r$ 은 525 A·turn로 계산된다. 여기서 권선수를 결정을 위해서는 힘 슬루율을 고려한다. 동적 부하의 주원인이 불평형력이라면, 요구되는 최대 힘 슬루율은

$$\left| \frac{dF}{dt} \right|_{\max} = F_{\text{sync}} \Omega_{\max} \leq \frac{2B_{\text{sat}}}{\mu_0 N_r} V_s \quad (16)$$

와 같이 표현되는데, 앞에서 $F_{\text{sync}} = 1,100 \text{ N}$ 으로 가정했고 회전속도는 12,000 rpm이므로, 최대 힘 슬루율은 1.38 N/msec로 얻어진다. 식 (16)의 우변에서, 공급 전압과 권선수를 각각 $V_s = 100 \text{ V}$, $N_r = 100$ 으로 하면 위의 관계를 넉넉히 만족함을 알 수 있다. 따라서 제어 전류 I_r 은 5 A로 하였다.

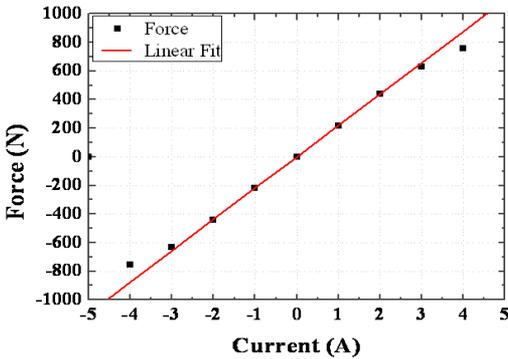


Fig. 11 Variation of magnetic force according to control current at normal state in radial HMB

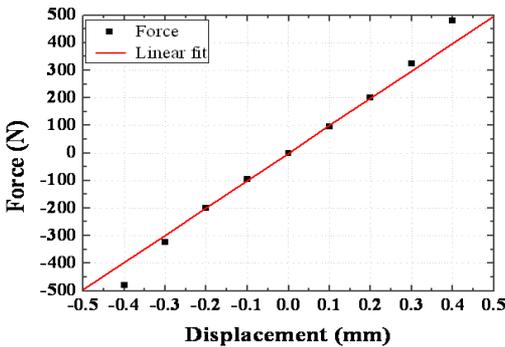


Fig. 12 Variation of magnetic force according to rotor displacement when $I = 0 \text{ A}$ in radial HMB

3.3 FEM 해석에 의한 동특성 예측

Fig. 11은 전류강성계수를 구하기 위해, 회전자가 정상 상태 위치를 유지하고 있을 때 제어 전류 변화에 따른 전자기력의 변화를 도시한 것이다. 동작점 근처에서 근사화한 직선의 기울기인 전류강성계수는 219.4 N/A이다. HMB에서는 전류와 힘의 관계는 선형적인 특성을 보여야 하지만, 4 A 이상 인가 시 전자기력이 다소 감소한 것은 바이어스 자속과 제어 자속의 상쇄가 예상대로 이루어지지 않고 하나의 코어 면에서도 경로가 나누어져 두 자속이 교차하는 현상이 발생하였기 때문이다.

Fig. 12는 제어 전류가 인가되지 않은 상태에서 회전체의 반경 방향 변위에 따른 전자기력 변화를 해석한 결과이다. 위치 강성계수는 $0.997 \times 10^6 \text{ N/m}$ 로 계산되었다. 축 방향 HMB의 경우와 비슷하게, 반경 방향 비상 베어링 간극(0.4 mm)만큼 변위가 발생할 때, 최대 전류 5 A가 인가된다고 가정하면, 피드백 제어를 포함한 페루프 시스템의 안정된 강성계수는 대략 다음과 같은 값을 갖게 될 것이다.

$$K_r = 219.4 \times \frac{5}{0.4 \times 10^{-3}} - 0.997 \times 10^6 \quad (17)$$

$$= 1.746 \times 10^6 \text{ (N/m)}$$

그리고, 반경 방향 HMB는 상하 2조로 구성되므로, 시스템의 병진 모드 주파수는 대략 25.1 Hz 근처가 될 것으로 예상된다. HMB의 경우 위치강성계수 대비 전류강성계수가 종래의 AMB에 비해 다소 작아서, 전체 시스템의 강성도 낮게 나타나는 경향을 확인할 수 있다.

4. 결론

이 논문은 1 kWh급 FESS를 위한 축 방향과 반경 방향의 HMB의 구조 및 제어 원리를 제시하고 구체적인 설계 방법을 소개하였다. 특히, 축 방향 HMB의 영구자석이 회전체의 자중 지지 역할도 함께 수행하는 구조는 시스템의 소형화에 크게 기여하는 장점이 있다. 한편, 영구자석을 포함하는 자기 회로 해석 결과는 비록 작지 않은 오차를 가지고 있으나, FEM 해석에 앞서 시스템 관점에서의 설계 가이드를 제공하는 유용한 수단임을 밝혔고, 설계된 HMB에 대한 FEM 해석 결과로부터 시스템의 동특

성 계수들을 예측하였다.

이 논문에서 소개되지는 않았지만, 앞의 방법으로 설계된 HMB의 성능 검증을 위하여 FESS 시작품을 제작하였고, 2010년 4월 현재, PD 제어기를 적용하여 안정된 자기부상에 성공하였다. 이와 같은 내용을 포함한, 보다 자세한 제어기 설계와 실험적 검증 결과는 후속 논문에서 소개하기로 한다. 참고로, 제작된 시작품은 5자유도 부상 상태에서 약 40 W의 전력을 소모하였는데, 만약 공급 전압이 100 V이고 2 A 정도의 바이어스 전류를 갖는 일반적인 AMB 경우라면, 소모전력은 2 kW에 이를 것이다. 이는 저 전력소모 자기부상이라는 HMB의 특성을 잘 보여주는 결과이다.

후 기

이 논문은 전력산업연구개발사업의 일환으로 한국전력공사 전력연구원의 지원을 받아 수행된 연구 결과입니다. 지원에 감사드립니다.

참 고 문 헌

(1) Allaire, P. E., et al., 1990, "Permanent Magnet

Biased Magnetic Bearings - Design, Construction and Testing," Proceedings of the 2nd Int'l Symp. on Magnetic Bearings, Tokyo, Japan, July 12~14.

(2) Fukata, S. and Yutani, K., 1998, "Characteristics of Electromagnetic Systems of Magnetic Bearings Biased with Permanent Magnets," Proceedings of the 6th Int'l Symp. on Magnetic Bearings, USA, August 5~7.

(3) No, S. K., Kim, J. S. and Choi, S. K., 1995, "PM/EM Hybrid Magnetic Bearing System for Flywheel Energy System," Proceedings of the KSAS Annual Fall Conference, pp. 360~363.

(4) Choi, S. K., Kim, Y. C., Yoon, K. C. and Kyung, J. H., 1998, "Rotor Dynamic Design and Analysis of the Rotor-bearing System of a 500 Wh Flywheel Energy Storage Device," Transactions of the Korean Society for Noise and Vibration Engineering, Vol. 8, No. 1, pp. 81~86.

(5) Kim, S.-J. and Okada, Y., 2001, "A Small Disk-type Hybrid Self-bearing Motor," Transactions of the Korean Society for Noise and Vibration Engineering, Vol. 11, No. 8, pp. 338~348.