

# 프린징효과를 고려한 미세각도 제어용 3상 가변형 셀프베어링 스텝모터의 해석 및 제어

김대곤\*

## Analysis and Control of a 3-Phase VR Type Self-Bearing Step Motor for Small Angle Control Considered the Fringing Effect

Daegon Kim\*

### ABSTRACT

The analysis and control of a new type unsymmetrical slotted self-bearing step motor for small angle control is presented. The motor actuator is used for both motor and bearing functionality without any additional coil windings or electromagnets for bearing functionality. A circular-arc, straight-line permeance model for the fringing effect is presented. An unsymmetrical slotted self-bearing step motor layout and control algorithm are described. A new control current generation method using the electromagnets layout geometry, which needs no additional current for bearing functionality, is proposed. As the result of this analysis the fringing effect largely influences on the system characteristics, especially in torque. Even if the bearing functionality is added into the motor functionality, it is shown that the magnitude of torque is not changed.

**Key Words :** Self-bearing motor (셀프베어링 모터), Bearingless motor (베어링리스 모터), Magnetic bearing (자기베어링), Step motor (스텝모터), Self-bearing step motor (셀프베어링 스텝모터), Fringing effect (프린징효과), Carter's coefficient (카터팩터)

### 기호설명

$B_g$  = air gap flux density  
 $K_i, K_{ic}$  = current stiffness coefficients  
 $K_q, K_{qc}$  = displacement stiffness coefficients  
 $N$  = number of coil windings per a pole  
 $N_k$  = number of segments  
 $N_n$  = number of electromagnet slots  
 $N_r$  = number of rotor slots  
 $N_s$  = number of electromagnet pairs

$P_g$  = air gap permeance  
 $P_w, P_r, P_z$  = slot face, circumferential face, and radial face permeance  
 $S_n$  = slot coefficient  
 $W$  = circumferential overlapped length  
 $W_p$  = circumferential stator core length  
 $W_t$  = rotor pitch  
 $h_{jk}$  = air gap at the center position of  $P_{jk}$   
 $i_{jk}$  = supply current of  $P_{jk}$   
 $i_t$  = torque current

\* 2001년 2월 26일 접수  
 Mechanical Engineering, University of Kentucky

- $i_x, i_y$  = bearing control current
- $k_c$  = Carter's coefficient
- $r_m$  = extent of the fringing permeance
- $\Phi_w$  = flux through slot face
- $\Phi_r, \Phi_z$  = fringing flux
- $\theta_{jk}$  = phase difference
- $\mu_0$  = permeability at free space ( $=4 \pi \times 10^{-7}$ )

### 1. 서론

셀프베어링은 자기베어링 기술을 이용하여 모터의 액추에이터 자체가 모터역할뿐만 아니라 베어링역할을 동시에 수행한다는 의미로 베어링리스 모터(Bearingless motor)라고 부르기도 한다. 자기베어링<sup>(1)</sup>은 베어링과 물체 사이에 접촉이 없기 때문에 마모 및 마찰에 의한 에너지 손실이 없고 별도의 윤활장치가 필요 없을 뿐더러 유지보수가 거의 필요없다. 또한, 센서를 이용하여 물체의 위치를 지속적으로 감지하기 때문에 지지된 물체에서 발생하는 진동이나 외부로부터 가해지는 외란의 문제를 어느 정도 제거할 수 있다. 그러므로 모터에 자기베어링기술을 적용한 셀프베어링 모터도 회전자가 아무런 기계적인 접촉이 없이 작동하기 때문에 자기베어링이 가지고 있는 장점을 그대로 유지하면서 모터 및 베어링역할을 동시에 수행하게 된다.

셀프베어링 모터에 대한 연구는 1990년대 중반부터 인덕션모터를 중심으로 급속하게 진행되고 있는 추세이며, 대부분의 연구는 모터의 토크코일에 베어링작용을 위한 추가적인 제어코일을 감거나 고정자에 베어링작용을 위한 전자석을 추가적으로 배치하는 방법을 사용하고 있다<sup>(2-4)</sup>. 이러한 구조는 일반적인 모터 베어링 시스템과 비교하여 상당히 개선된 구조이지만 모터작용을 위한 장비와 베어링작용을 위한 장비가 서로 독립적으로 필요하게 된다. 최근 들어 모터 고정자의 코일 연결 방법을 약간만 수정해줌으로써 고정자에 추가적인 코일이나 구조의 변경없이, 모터 자체의 전자석과 코일이 모터와 베어링역할을 동시에 수행할 수 있는 제어방법을 해석 및 실험을 통하여 검증한 바 있다<sup>(5-7)</sup>. 셀프베어링 스텝모터(step motor, stepping motor, stepper motor)에 대한 연구로는 고정자 코일에 자기베어링 작용을 위한 코일을 추가로 감아 하나의 액추에이터가 모터역할과 베어링역할을 동

시에 수행할 수 있는 설계가 제안된 바 있다<sup>(2)</sup>.

본 논문에서는 추가적인 코일이나 액추에이터의 구조변경이 없이 새로운 코일의 연결과 이에 적합한 제어전류 발생방법을 이용하여 일반적인 구조의 미세각도 제어용 3상 가변형 스텝모터를 셀프베어링 스텝모터로 개발할 수 있는 방법을 제시하는 것을 목적으로 한다.

이를 위하여 다음과 같은 점들을 고려하였다. 첫째로 작은 스텝각을 얻기 위하여 회전자 및 고정자의 치(teeth)수가 많은 슬롯형태를 사용하여야 하기 때문에 이 작은 슬롯에서 발생하는 자기적인 특성을 고려하였으며, 두 번째로 가능한 최소의 전자석을 사용하여 스텝모터가 모터역할뿐만 아니라 베어링역할을 동시에 수행할 수 있는 구조를 가지게 하였고, 세 번째로 제어회로에서 고정자의 여자상태가 순서대로 바뀔 때 다른 구동전자석의 순차적인 이동을 고려해 주었으며, 마지막으로 회전자가 회전할 때 고정자와 회전자의 슬롯 사이의 원주방향 중첩길이의 변화에 따른 특성을 고려하였다.

본 논문에서 제시한 셀프베어링 스텝모터는 정밀각도 조정이 필요한 로봇의 액추에이터, 컴퓨터의 데이터 저장장치, 프린터, 복사기, 정밀 테이블 제어용 액추에이터 등에 응용할 수 있으며, 특히, 정밀 각도 조정이 필수적인 미사일 추적용 액추에이터, 반도체 제조장비, 진공 등 위성체에서 사용되는 모터, 인공심장과 같이 특수 작업환경에서 사용되는 모터 등에도 자기부상기술의 접목으로 인하여 유지보수가 필요없이 반영구적으로 사용이 가능하다.

### 2. 이론해석

Fig. 1 은 본 논문에서 모델로 사용한 스텝모터로서, 회전자는 60 개의 슬롯으로, 고정자는 9 개의 전자석으로, 각 고정자의 전자석은 5 개의 슬롯으로 구성되어 있다. 해석의 편의를 위하여 와전류 손실이나 자속의 손실 등이 없다고 가정하였다. 상용화되어 있는 스텝모터의 경우 같은 상에 위치한 코일들이 서로 직렬로 연결되어 있기 때문에 ( $P_{11}$ - $P_{12}$ ... $P_{13}$ , ...,  $P_{31}$ - $P_{32}$ ... $P_{33}$ ) 하나의 상이 구동될 때 같은 상에 위치한 전자석들은 같은 크기의 자기력을 발생하게 된다. 그러나 본 논문에서 제시한 셀프베어링 스텝모터의 경우는 그림에서와

같이 각 전자석의 코일의 연결을 단락시키고 독립적으로 구동할 수 있도록 하여, 토크전류에 베어링 작용을 위한 제어전류를 포함한 전류가 각 전자석에 공급될 수 있도록 하였다.

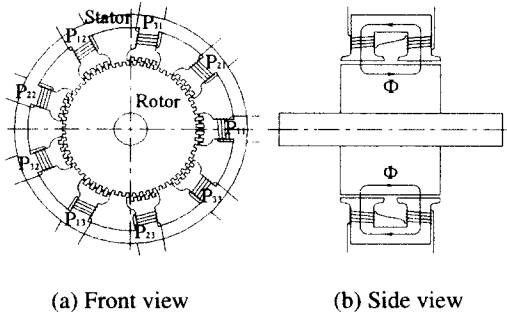


Fig. 1 Schematics of an actuator

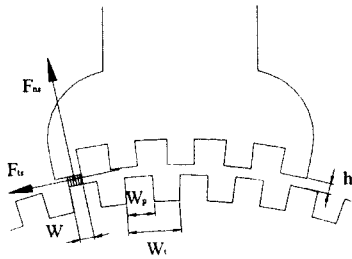


Fig. 2 Geometry of the slotted stator and rotor

Fig. 2 는 하나의 전자석을 확대한 그림인데 본 연구에서 사용된 기호와 전자기력의 발생을 표시하였다.  $h$  는 공극,  $W$  는 고정자와 회전자 슬롯 사이의 원주방향 중첩길이,  $W_p$  는 슬롯의 원주방향 길이,  $W_t$  는 고정자 및 회전자의 슬롯피치를 나타낸다. 이러한 기하학적인 형상과 코어의 자기적 특성에 의하여 그림에서 보는 바와 같이 하나의 슬롯 쌍에 대하여 반지름방향 자기력  $F_m$  과 원주방향 자기력  $F_b$  가 발생하게 된다. 이때 한 쌍의 슬롯에서 발생하는 전자기력은 자기회로의 개념을 이용하여 다음과 같이 표현 할 수 있다<sup>(1,9)</sup>.

$$F_{ns} = \frac{LWB_g^2}{\mu_0} \quad (1)$$

$$F_{is} = \frac{LhB_g^2}{\mu_0} \quad (2)$$

여기에서  $\mu_0$  는 공극의 투자율,  $L$  은 축방향 전자석의 길이,  $B_g$  는 슬롯에서의 자속밀도를 나타낸다. 만일 전자석의 면적이 크다면 전자석의 옆면을 통하여 흐르는 프린징 자속은 중첩면적을 통하여 흐르는 자속에 비하여 작기 때문에 무시하는 것이 일반적이지만, 본 논문과 같은 모델의 경우에는 슬롯의 면적이 작아서 슬롯의 옆면으로 흐르는 프린징효과가 상대적으로 크기 때문에 이의 영향을 고려하여야 한다.

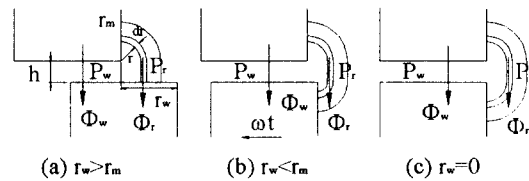


Fig. 3 Circular-arc, straight-line permeance model

프린징효과에 대한 모델로 Fig. 3 과 같이 자속이 원과 같은 형태로 흐른다고 가정하였다<sup>(8)</sup>.  $\Phi_w$  는 중첩면적을 통하여 흐르는 자속,  $\Phi_r$  는 원주방향으로의 프린징 자속,  $r_m$  은 임계 프린징 길이를 나타낸다. 스텝모터의 중첩길이는 회전자와 회전자에 따라 Fig. 3 과 같은 형태로 지속적으로 변하게 되는데, (a)는 전자석이 구동되기 시작하는 초기상태이고 (b)를 거쳐 (c)와 같이 전자석의 치와 회전자의 치가 일치하면 다음 상에 위치한 전자석으로 구동 순서가 바뀌게 된다. 이와 같은 프린징 효과의 모델로부터 투자도(permeance)를 이용하여 자속밀도를 다음과 같이 수식화하였다.

$$B_g = \frac{NiP_g}{LW} \quad (3)$$

여기에서  $P_g$  는 공극의 투자도이며, 다음과 같이 중첩면적의 투자도  $P_w$ , 원주방향의 투자도  $P_r$  과 축방향의 투자도  $P_z$  의 합으로 나타낼 수 있다.

$$P_g = P_w + 2P_r + 2P_z \quad (4)$$

식(4)에서 프린징은 양쪽에서 동시에 일어나기 때문에 우측 두 번째와 세 번째 항에 2를 곱해주었다. Fig. 3의 모델을 사용하면 식(4)의 우측항은 다음 식을 사용하여 계산할 수 있다.

$$P_w = \frac{\mu_0 LW}{h} \quad (5)$$

$$P_r = \int_0^{r_n} \frac{\mu_0 L}{h + \frac{\pi}{2} r} dr + \int_{r_n}^{r_m} \frac{\mu_0 L}{h - \frac{\pi}{2} r_w + \pi r} dr \quad (6)$$

$$P_z = \int_0^{r_m} \frac{\mu_0 W}{h + \pi r} dr \quad (7)$$

일반적으로 공극의 크기와 그 변화가 작을 경우  $r_m$ 의 크기는  $10 \times h$  이상의 크기를 가지는 것으로 알려져 있지만, 본 해석에서는 공극이 일반적인 모터에 비하여 상대적으로 크기 때문에  $r_m$ 의 크기를  $5 \times h$ 로 사용하여 계산하였다.

$$P_s = \frac{\mu_0 LW}{hk_c} \quad (8)$$

여기에서  $k_c$ 는 카터계수(Carter's coefficient)이고 다음 식을 이용하여 계산할 수 있다.

$$k_c = 1 + \frac{h_s}{\pi L} \ln(1 + 5\pi) + \frac{h_s}{\pi W} \ln \left( 1 + 5\pi + \frac{5\pi^2 W_r - W}{2 h_s} - \frac{\pi^2 (W_r - W)^2}{4 h_s^2} \right) \quad (9)$$

여기에서 우측항의  $h$ 는 정상상태의 공극  $h_s$ 와 각 방향으로의 변위  $x$ 와  $y$ 의 함수이지만 변위가  $h_s$ 에 비하여 아주 작기 때문에  $h$ 를  $h_s$ 로 대체하여 중첩길이  $W$ 만의 함수로 표현하였다. 식(8)과 (3)을 식(1)과 (2)에 대입하면 다음과 같이 공극이  $h$ 이고 중첩길이가  $W$ 일 때의 프린징효과를 고려한 하나의 전자석에서의 반지름방향 자기력  $F_n$ 과 원주방향 반지름  $F_r$ 를 구할 수 있다.

$$F_n = \frac{\mu_0 S_n N_n L W N^2 i^2}{k_c^2 h^2} \quad (10)$$

$$F_r = \frac{\mu_0 S_n N_n L N^2 i^2}{k_c^2 h} \quad (11)$$

슬롯계수(slot coefficient)  $S_n$ 은 슬롯의 기하학적인 특성에 의하여 결정되며 본 논문에서 사용한 모델의 경우  $S_n = \frac{1}{N_n} \sum_{n=1}^{N_n} \cos \left( \frac{2\pi}{N_r} (n-3) \right)$ 을 이용하여 계산할 수 있다. 여기에서  $n$ 은 Fig. 2의 우측으로부터 1, 2, ...,  $N_n$ 이다.

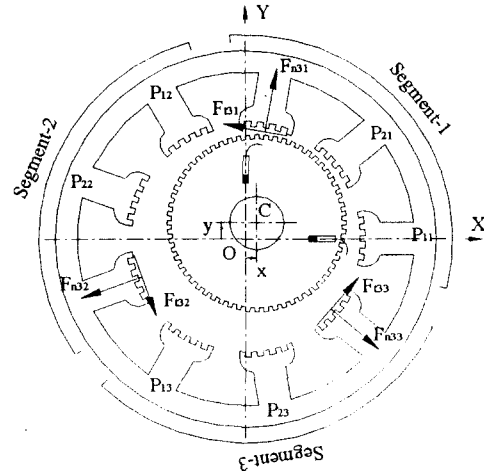


Fig. 4 Force generation and airgap geometry

Fig. 4는 고정자와 회전자의 기하학적인 중심이 각 방향으로  $x$ 와  $y$ 만큼 편심 되었을 때 공극의 변화를 나타낸 그림이다. 고정좌표계 X축과 Y축은 임의로 지정할 수 있지만, 본 논문에서는 고정좌표계를 각 방향 센서의 위치와 일치시키고 1상의 좌표로 사용하였다. 각 상의 여자상태에 따라 구동되는 전자석이 순서대로 이동하고 공극의 크기도 전자석의 구동상태에 따라 변하지만, X와 Y방향 센서의 위치정보를 이용하면 다음과 같이 각 전자석의 원주방향으로의 기하학적인 중심에서의 공극을 표현할 수 있다<sup>(1)</sup>.

$$h_{jk} = h_s - x \cos(\theta_{jk}) - y \sin(\theta_{jk}) \quad (12)$$

여기에서  $\theta_{jk}$ 는 원주방향으로 각 전자석의 중심에 대한 각도이고 고정자의 전자석 수( $N_r$ )와 세그먼트 수( $N_s$ )에 관계되며 다음과 같은 기하학적인 특성을 가지게 된다.

$$\theta_{jk} = \frac{2\pi}{N_k}(k-1) + \frac{2\pi}{N_s}(j-1) \quad (13)$$

회전자에 편심이 있을 때 제어전류를 발생하기 위한 방법으로는 여러 가지가 있으며 대부분의 방법들은 전자석의 배치가 상하, 좌우로 대칭인 구조에 대한 연구가 주를 이루고 있다. 그러나 상용화되어 있는 스텝모터의 경우를 보면 하나의 상이 여자되었을 때 구동되는 전자석이 대칭구조를 가지지 않는 경우도 많이 사용되고 있으며, 식(12)의 기하학적인 관계를 이용하여 구동되는 각 전자석에 필요한 제어전류의 크기를 다음과 같이 결정할 수 있다.

$$i_{jk} = i_x + i_x \cos(\theta_{jk}) + i_y \sin(\theta_{jk}) \quad (14)$$

여기에서  $i_{jk}$ 는 상  $j$ 가 여자되었을 때 구동되는 전자석에 흐르는 공급전류,  $i_x$ 는 모터작용을 위한 토크전류, 그리고  $i_x$ 와  $i_y$ 는 베어링 작용을 위한 제어전류이다. 상용화되어 있는 스텝모터의 경우 모터자체가 베어링작용을 할 필요가 없기 때문에 각 전자석에 공급되는 공급전류  $i_{jk}$ 의 크기는 토크전류  $i_x$ 로 일정한 값을 가지는 반면, 본 논문에서 제시한 셀프베어링 스텝모터에서는 X와 Y축에 대한 회전자의 편심을 보상하기 위한 제어전류  $i_x$ 와  $i_y$ 가 발생하므로  $i_{jk}$ 의 크기는 구동되는 전자석에 따라 서로 다른 값을 가지게 된다. 그러나 구동되는 모든 전자석에 더해지는 제어전류의 합  $\sum(i_x \cos(\theta_{jk}) + i_y \sin(\theta_{jk}))$ 은 항상 0이 되므로 실제로 베어링작용을 위한 추가적인 전류가 필요 없게 된다. 그러므로 시스템의 전력의 손실을 최소화 할 수 있으며 토크의 크기도 일정하게 유지할 수 있다.

식 (10), (11)에 식 (12), (14)를 대입하고 정리하면 회전자와 고정자 코어 사이의 원주방향 중첩길이의 크기가 W 일 때 X와 Y 방향 자기력을 구할 수 있다.

$$F_x = \sum_{k=1}^{N_k} (F_n \cos(\theta_{jk}) - F_t \sin(\theta_{jk})) \quad (15)$$

$$F_y = \sum_{k=1}^{N_k} (F_n \sin(\theta_{jk}) + F_t \cos(\theta_{jk})) \quad (16)$$

식 (15), (16)은 반지름방향 힘  $F_n$ 과 원주방향 힘  $F_t$ 의 조합으로 구할 수 있으며, 식(10), (11)과 마찬가지로 전류의 자승에 비례하고 공극이나 공극의 자승에 반비례하는 비선형성을 가지게 된다. 그러나, 각 방향으로의 변위  $x$ 와  $y$ 가 정상상태의 공극  $h_s$ 에 비하여 작고 이에 따른 제어전류  $i_x$ 와  $i_y$ 가 작기 때문에 테일러 전개식을 이용하여 다음과 같이 비선형식을 선형화시킬 수 있다.

$$\mathbf{F}_q = \mathbf{K}_q \mathbf{q} + \mathbf{K}_i \mathbf{i} \quad (17)$$

여기에서  $\mathbf{F}_q = \{F_x, F_y\}$ 는  $j$ 상이 여자되었을 때의 베어링힘 벡터,  $\mathbf{q} = \{x, y\}$ '는 변위벡터,  $\mathbf{i} = \{i_x, i_y\}$ 는 제어전류벡터이다. 또한,  $\mathbf{K}_q$ 는 위치 강성행렬(displacement stiffness matrix),  $\mathbf{K}_i$ 는 전류강성행렬(current stiffness matrix)이고 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$\mathbf{K}_q = \begin{bmatrix} K_q & -K_{qc} \\ K_{qc} & K_q \end{bmatrix} \quad (18)$$

$$\mathbf{K}_i = \begin{bmatrix} K_i & -K_{ic} \\ K_{ic} & K_i \end{bmatrix} \quad (19)$$

본 논문에서 사용한 모델의 경우 강성행렬의 각 요소는 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$K_q = \frac{\mu_0 S_n N_n N_k L W N^2 i_t^2}{k_c^2 h_s^3} \quad (20)$$

$$K_{qc} = \frac{\mu_0 S_n N_n N_k L N^2 i_t^2}{2k_c^2 h_s^2} \quad (21)$$

$$K_i = \frac{\mu_0 S_n N_n N_k L W N^2 i_t}{k_c^2 h_s^2} \quad (22)$$

$$K_{ic} = \frac{\mu_0 S_n N_n N_k L N^2 i_t}{k_c^2 h_s} \quad (23)$$

식 (17)의 결과로부터 회전자의 질량이  $m$ 인 셀프베어링 스텝모터 시스템의 운동방정식을 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{Ax} + \mathbf{Bu} \quad (24)$$

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ k_q/m & -k_{qc}/m & 0 & 0 \\ k_{qc}/m & k_q/m & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (25)$$

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ k_i/m & -k_{ic}/m \\ k_{ic}/m & k_i/m \end{bmatrix} \quad (26)$$

또한 모터의 토크도 다음과 같은 식으로 간단하게 표현할 수 있다.

$$T = \frac{\mu_0 S_n N_n N_k L N^2 i_t^2}{k_c^2 h_s} \quad (27)$$

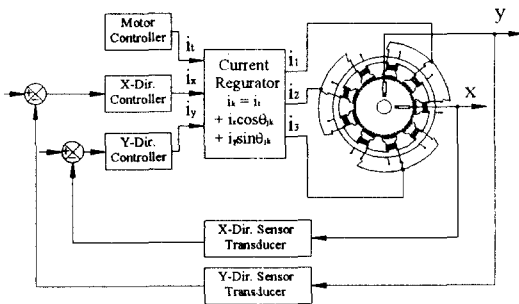


Fig. 5 Self-bearing step motor feedback control loop

앞의 이론해석결과를 이용하여 Fig. 5 와 같은 피드백 제어회로를 구성하였다. X와 Y 방향 변위 센서에 의하여 발생한 제어전류  $i_x$ 와  $i_y$ 는 전류조절기(Current regulator)에서 상의 여자상태에 따라 현재 구동되고 있는 각 전자석으로 공급되는 공급 전류를 결정한다.

### 3. 해석결과

3 장에서는 간단한 예제를 통하여 해석의 타당성을 설명하였다. 해석은 회전체의 질량중심이 기하학적인 중심에 대하여  $e=10\mu\text{m}$  가량 편심되어 있고 회전속도  $\omega = 1\text{s}^{-1}$  의 저속으로 일정하게 회전하는 경우에 대한 결과이며, 시스템의 운동방정식 (24)로부터 Adams 의 2 차 미분방정식 해석방법을 이용하여 축의 다음 단계의 속도와 변위를 구하였

다. 해석결과는 X와 Y 방향이  $90^\circ$  의 위상차만 있기 때문에 X 방향에 대한 결과만 나타냈다. 제어기는 PID 제어를 사용하였으며 Hurwitz 안정성 판별법을 이용하여 안정영역에 있는 계인을 임의로 선택하였으며, 해석에서 사용된 변수를 Table 1 에 정리하였다.

Table 1 Construction of the self-bearing step motor

Property	Symbol	Value
Rotor mass	M	1.0Kg
Rotor radius	R	0.02m
Axial length of the actuator	L	0.01m
Steady state air gap	$h_s$	0.0005m
Number of coil turns	N	100
Number of electromagnets	$N_s$	9
Number of slot per a pole	$N_p$	5
Number of rotor slot	$N_r$	60
Motoring current	$i_t$	2 A
Sensor transducer gain	$G_s$	5000V/m
Power amplifier gain	$G_a$	1 A/V
Proportional gain	$G_{nx}=G_{ny}$	1.0
Derivative gain	$G_{dx}=G_{dy}$	0.0001
Integral gain	$G_{ix}=G_{iy}$	1.0

Fig. 6 은 회전자가 회전할 때 카터계수의 변화를 나타낸 그림이다. 프린팅효과를 고려하지 않은 경우 카터계수는 1 이지만 스텝모터의 경우 중첩 길이의 크기가 변함에 따라 스텝각을 주기로 0.46 에서 0.76 까지 변하는 것을 볼 수 있다. 카터계수의 변화는 다음의 해석결과에서 볼 수 있듯이 시스템의 성능에 큰 영향을 미치게 된다.

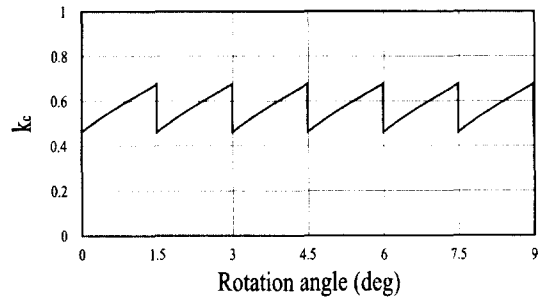


Fig. 6 Carter's coefficient variation to slot facing area

Fig. 7 은 위치강성의 변화를 프린팅효과를 고려한 결과( $k_c \neq 1$ )와 고려하지 않은 결과( $k_c = 1$ )를 비교한 그림이다. 위치강성은 프린팅효과를 고려하

지 않았을 경우 중첩길이  $W$ 의 변화에 의해서만 스텝각을 주기로 선형적으로 변하게 되지만 프린징효과를 고려한 경우 형상이 변함은 물론 평균적인 위치강성의 크기도 증가하는 것을 볼 수 있다. 연성(cross couple)항  $K_{qc}$ 의 경우 프린징효과를 고려하지 않았을 경우 그 크기가 일정한 반면 프린징효과를 고려한 경우 스텝각의 크기에 따라 주기성을 나타내는 것을 볼 수 있다.

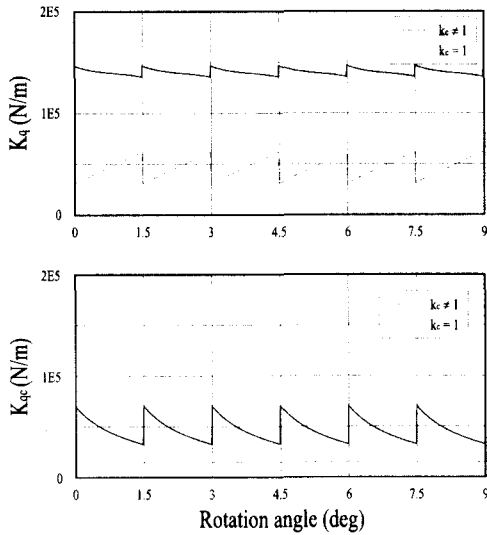


Fig. 7 Displacement stiffness

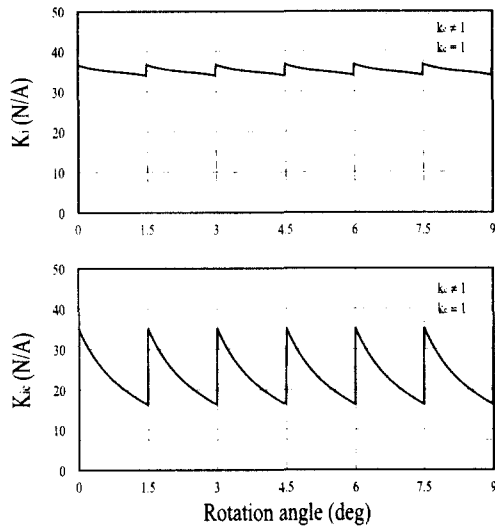


Fig. 8 Current stiffness

Fig. 8은 전류강성의 변화를 프린징효과를 고려한 결과와 고려하지 않은 결과를 비교한 그림이다. 마찬가지로 전류강성도 프린징효과를 고려한 경우 크기의 형상이 변함은 물론 평균적인 전류강성의 크기도 증가하는 것을 볼 수 있다.

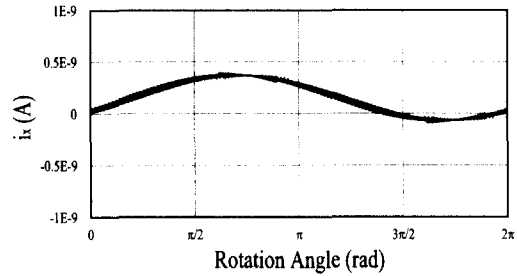


Fig. 9 Bearing control current under rotating unbalance

Fig. 9는 회전자가 한 바퀴 회전할 동안 발생하는 X 방향 제어전류를 나타낸 그림이다. 제어전류는 회전자의 불균형질량을 보상하기 위한 정현파 제어전류와 중첩길이와 프린징효과에 의한 변화를 보상하기 위한 제어전류가 포함된 신호로 나타난다.

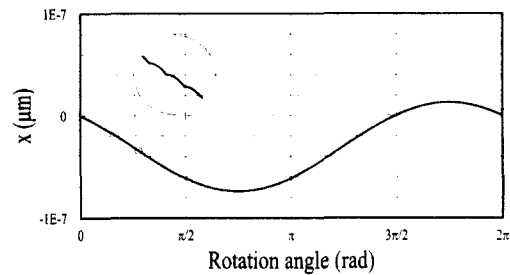


Fig. 10 Displacement response under rotating unbalance

Fig. 10은 회전자가 한 바퀴 회전할 동안 고정자의 기하학적인 중심에 대한 회전자의 X 방향 변위를 나타낸 그림이다. 중첩길이  $W$ 에 따라 위치강성이 변하기 때문에 이에따른 진동이 발생할 것으로 보이나 전류강성도 따라서 변하게 되고 이를 보상하기 위한 제어전류의 크기도 따라서 변하므로 회전자의 운동에는 크게 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다. 그림에서 보이는 미소 진동은 상의 이동할 때 발생하는 오차로 보여진다.

Fig. 11 은 회전자가 회전하는 동안 발생하는 토크를 프린징효과를 고려한 경우와 고려하지 않은 경우를 비교한 그림이다. 프린징효과를 고려하지 않은 경우 스텝모터가 베어링역할을 하더라도 토크의 변화가 없게되지만 프린징효과를 고려한 경우 토크의 크기가 크게 변하는 것을 볼 수 있다.

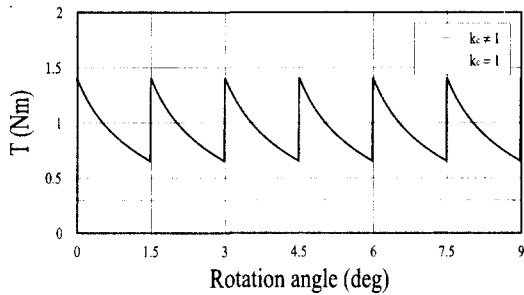


Fig. 11 Torque response under rotating unbalance

#### 4. 결론

본 논문에서는 추가적인 코일이나 액추에이터의 구조변경이 없이 새로운 코일의 연결과 이에 적합한 제어전류 발생방법을 제시함으로써 비대칭 구조의 일반적인 미세각도 제어용 3상 가변형 스텝모터를 셀프베어링 스텝모터로 개발할 수 있는 방법을 제시하였다. 프린징효과는 원과 같은 형태의 자속이 전자석의 옆면을 통하여 흐른다고 가정하고 해석을 하였다. 본 논문에서 사용한 프린징 모델의 해석결과, 토크는 스텝각을 주기로 그 크기가 심하게 변하는 것을 알 수 있었다. 제어전류의 크기는 각 전자석의 원주방향 배치를 이용하여 각 코일에 흐르는 제어전류의 합이 0이 되도록 하였기 때문에 본 연구에서 제시한 셀프베어링 스텝모터의 경우 모터 자체가 베어링역할을 동시에 수행하더라도 베어링작용을 위한 전력손실을 최소화 할 수 있다. 또한, 해석결과 하나의 상이 여자 되었을 때 3개의 전자석만을 이용하여도 베어링작용이 가능한 셀프베어링 스텝모터를 제작할 수 있음을 알 수 있었다. 회전자가 회전할 때 중첩길이와 프린징효과의 변화로 인하여 시스템의 위치강성이 변하지만 제어신호에 직접적으로 영향을 주는 전류강성도 따라서 변하고, 지속적인 피드백 제어가 이루어짐으로 인하여 시스템의 성능에는

거의 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다.

#### 참고문헌

1. Daegon Kim, "The Influence of the Machining and Assembling Errors on the Performance of the Shaft Supported by Active Magnetic Bearings," Ph.D. Dissertation, Mechanical Engineering, KAIST, 1998.
2. Higuchi, "Magnetically Floating Actuator Having Angular Positioning Function," US Patent, No. 4683391, 1987.
3. Bischel, J., "The bearingless electrical machine," Proc. of Int. Symp. On Magn. Suspension Technol. 91, NASA Publication 3152, pp. 561-573, 1991.
4. Chiba, A., Rahman, M.A., and Fukao, T., "Radial forces in bearingless reluctance motor," IEEE Trans. On Magnetics, Vol. 27, No. 2, pp. 786-790, 1991.
5. L. S. Stephens and Daegon Kim, "A Segmented Arc Self-Bearing Motor," US Patent Office-Technical Application, Patent Pending, 1999.
6. Stephens, L.S. and Kim, D.G., "Analysis and Simulation of a Lorentz-type, Slotless Self-Bearing Motor," Proc. of the 1st IFAC Conf. On Mechatronics, pp. 463-468, 2000.
7. Steele, B.A. and Stephens, L.S., "A Test Rig for Measuring Force and Torque Production in A Lorentz, Slotless Self Bearing Motor," Proc. of 7<sup>th</sup> Int. Symp. On Magn. Bearings, pp. 407-412, 2000.
8. Hanselman, D.C., "Brushless Permanent-Magnet Motor Design," McGraw-Hill, Inc., 1994.
9. Takashi Kenjo, "Stepping Motors and Their Microprocessors Controls," Oxford Science Publications, pp. 66-80, 1984.