

축방향 공극형 Wobble 모터의 토크 특성 및 힘 분포 해석

우성봉\*, 이은웅\*, 윤서진\*, 김성종\*, 최재영\*  
충남대학교\*

Analysis of Torque and Force Distribution of Axial-Gap Type Wobble Moto

Woo, Sung-Bong\*, Lee, Eun-Woong\*, Yun, Seo-Jin\*, Kim, Sung-Jong\*, Choi, Jae-Young  
Chungnam National University\*

**Abstract** - This paper presents the problems of design and theoretical model of electrostatically driven axial-gap type wobble motor. The motor design benefits from large axial rotor-to-stator overlap and large gear ratios, and motor designs with rotor radii of 50 and 100  $\mu\text{m}$  are capable of generating torques in the [nNm] range at high electrostatic fields. Because of the large gear ratio, smaller angular steps and lower rotational speed are obtained, compared to radial-gap motor design. Aspects like gear ratio, torque generation, excitation schemes and torque coverage, normal forces, friction are addressed.

1. 서론

초창기 정전계형 wobble 모터의 설계와 제작은 단순히, 단위 체적당 발생 토크가 큰 이유로 축방향공극(axial-gap)형 구조를 많이 이용했었다. 하지만, 이러한 설계들은 결국, 방사방향공극(radial-gap)형 또는 편심구동(side-drive)형 wobble 모터의 개발에 더욱더 많은 관심이 집중되는데 직접적인 원인이 된 축 기울기(titling)의 불안정성, 회전자-고정자의 접촉에 의한 미세한 진동과 다소 복잡한 제작과정과 같은 단점들을 해결하지 못했다[1].

비록, 최근에 방사방향공극형 또는 편심구동형 wobble 모터 동작 특성에 대한 향상이 계속 이루어지고 있지만, 이러한 구조는 해결하기 힘든 몇 가지 단점들을 가지고 있다. 첫 번째는 회전자-고정자간 겹침(overlap) 영역이 좁아 구동 토크가 작고, 두 번째는 일반적인 철극(salient pole)의 마이크로 모터는 수 [pNm]의 매우 작은 발생 토크를 가지며, 초창기의 axial-gap형 및 그 외 다른 구조의 wobble 모터는 수십 [pNm]의 토크가 발생한다는 것이다. 이러한 단점들의 주요원인은 수 [ $\mu\text{m}$ ]의 크기인 회전자와 고정자의 두께에서 찾을 수 있다. 외부 고정자(outer-stator)형 wobble 모터인 경우 고정자가 회전자를 완전히 둘러싸고 있어, 다른 구조에 기계적인 에너지를 전달하는 것이, 내부 고정자(inner-stator)형인 경우는 고정자의 전기적인 결합의 어려운 점이 있다. 앞에서 언급한 단점의 주요 원인의 기하학적 제한 요소를 해결하기 위해 조금씩 다른 구조를 가진 편심구동형 wobble 모터에 연구는 현재 계속 진행되고 있다[2].

축방향공극형 wobble 모터는 기어비(gear ratio)로 인해 초기 모델인 철극 극 구조의 마이크로 모터에 비해 더 큰 구동 토크를 발생시킬 수 있다. 기어비는 각속도를 감소시키는 대신 구동 토크를 증가시키는 장점을 가지고 있다. 또한, 이 모터의 기하학적인 구조에서 발생하는 마찰의 비중은 회전자의 운동이 고정자와의 미끄러짐(sliding)운동보다는 구름(rolling)운동을 이용한다는 사실로 인해 낮아질거라 예상이 된다. 축방향공극형 wobble 모터는 방사방향공극형 또는 편심구동형의 몇 가지 기하학적인 제한요소들을 해결할 수 있다. 이런 구조는 1991년 미국의 Paratte에 의해 처음으로 제시되

었다[3]. 축방향공극형 모터 설계에서 발생하는 축의 기울기 및 진동과 같은 회전자의 기하학적인 불안정성들은 베어링과 고정자의 기하학적인 구조에 의해 해결이 가능하다. 회전자-고정자의 겹침이 축방향공극형 wobble 모터에서는 이전 모델보다 증가해 더 큰 토크 발생이 가능하다.

본 연구에서는 참고문헌 [3], [4], [5]에서 정립된 바 있는 토크 및 힘에 대한 이론적인 수식 전개를 참고하여 정전적으로 구동되는 축방향공극형 wobble 모터의 설계 파라미터와 모델링을 제시해, 모터에 대한 토크 특성 및 힘 분포 해석에 대한 연구를 수행하고자 한다.

2. 동작 원리

그림 1은 축방향공극형 wobble 모터의 구동원리를 나타내고 있다. 회전자는 핀(pin) 또는 볼(ball) 베어링의 중심에 위치하고 있다. 전압이 회전자와 고정자의 세그먼트에 인가될 때 회전자는 여기 된 세그먼트의 각 중심의 접촉점으로 당겨진다. 그 다음, 인접한 고정자 세그먼트에 전압이 인가되면 회전자는 다음 세그먼트로 구르게 되고, 각각의 세그먼트에 순차적으로 전압이 인가되면, 회전자와 고정자의 접촉점들은 일정한 반경을 가진 원주 형태를 이루고 회전자는 접촉점이 이루는 원주를 따라 구름운동을 하게 된다. 회전자 반경과 접촉점 원주 반경의 차이로 인해 1회의 순차적인 모든 세그먼트들의 여기후에도 회전자는 매우 작은 각으로 회전하게 된다. 고정자 세그먼트를 순차적으로 여기시키는 각속도와 회전자 각속도의 비를 기어비  $n$ 이라 한다[4].

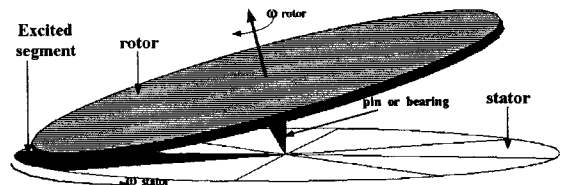


Fig. 1. Sketch of operation principle

3. 이론적인 모델

3.1 기어비

미끄러짐과 기계적인 변형이 결여된 회전자의 작은 회전각에 대한 고정자와 회전자간 각속도의 감속비(reduction ratio)는 공칭(nominal) 기어비로 주어진다. 공칭 기어비는 모터의 크기에 따라 다르며 회전자와 접촉 원주간의 반경 차이와 회전자 반경의 비로 나타낼 수 있다. 접촉점이 만든 원주의 반경( $R_c$ )은 식 (1)과 같다.

$$R_c = \sqrt{R^2 + d^2} + (h_b - d)\sin\theta \quad (1)$$

여기서,  $R$ 은 회전자의 반경이고,  $d$ 는 회전자 중심에서 축방향 공극 길이이다.  $h_b$ 는 베어링 편의 높이이고  $\theta$ 는 회전자와 고정자 표면사이의 각이다. 식 (1)으로부터, 공칭 기어비( $n_0$ )는 식 (2)와 같다.

$$n_0 = \frac{R}{R-R_c} \approx -\frac{2R^2}{2dh_b - d^2} \quad (2)$$

식 (2)에서, 기어비는  $R_c$ 가  $R$ 보다 클 때에는 부의 값이다. 이것은 회전자는 고정자 세그먼트의 여기 방향과 반대로 회전한다는 것을 의미한다.

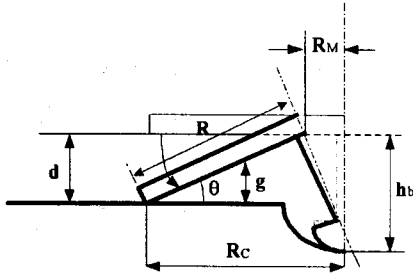


Fig. 2. Schematic cross-sectional view of the rotor

### 3.2 발생 토오크

회전자의 경사각  $\theta$ 는 실제로는 매우 작기 때문에 정전계는 고정자에 수직으로 가정할 수 있고 고정자와 회전자가 접치는 영역이외의 가장자리 전계들을 무시할 수 있으며, 회전자를 단단한 디스크로 가정할 수 있다. 고정자와 회전자사이의 축방향 공극 간격( $g$ )는 식 (3)과 같다.

$$g = [R - r \cos(\varphi - \alpha)] \sin \theta \approx d \left[ 1 - \frac{r}{R} \cos(\varphi - \alpha) \right] \quad (3)$$

그림 3에서와 같이 각은  $\varphi_1$ 에서  $\varphi_2$ , 반경은  $R_i$ 에서  $R_o$ 까지 여기된 고정자 영역에 대해 적분한 여기된 고정자 세그먼트의 정전계 수반에너지( $E_{el}$ )는 식 (4)와 같다.

$$E_{el} = \frac{1}{2} CV^2 = \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \int_{R_i}^{R_o} \frac{\epsilon_0 r dr d\varphi}{g + \frac{d_{ins}}{\epsilon_r}} V^2 \quad (4)$$

여기서,  $r$ 은 반경,  $\varphi$ 는 각의 변수,  $\alpha$ 는 회전자의 접촉점 각이고,  $\epsilon_0$ 는 공기중의 유전률,  $d_{ins}$ 는 회전자와 고정자사이의 절연성 유전체의 두께이다.  $\epsilon_r$ 은 이 층의 상대 유전률이고  $V$ 는 인가 전압이다. 회전자의 미끄러짐을 무시한 모터에서 발생하는 토오크( $\tau_{motor}$ )는 회전각  $\alpha$ 에 대한 정전계 수반에너지의 미분으로부터 식 (5)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\tau_{motor} = \frac{1}{2} \frac{dE}{d\alpha} V^2 \quad (5)$$

그림 4는 고정자 세그먼트의 개수가 각각 다른 설계의 회전각  $\alpha$ 에 대해 얻은 식 (5)에 표 1의 설계값을 대입하여 단상 토오크의 예를 나타내고 있다. 발생 토오크는  $10^8$  [V/m]의 정전계에서 [nNm]단위 영역의 크기를 가진다. 최대 토오크는 회전자의 접촉점이 여기된 고정자 세그먼트의 가장자리에 이르렀을 때 발생한다.

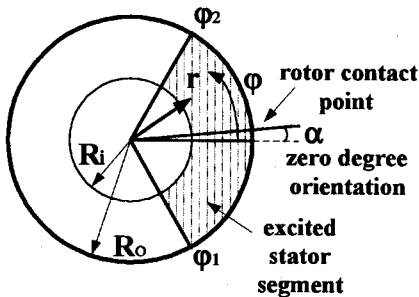


Fig. 3. Illustration of parameters  $\alpha, \varphi, \varphi_1, \varphi_2, R_o$  and  $R_i$

구동 토오크는 공극의 크기를 감소시킴으로써 여기된

고정자 세그먼트의 각 너비를  $\pi$  [rad]까지 증가시키거나 상대 유전률값이 큰 회전자와 고정자간의 유전체층 두께를 증가시키는 것 이외에 회전자의 반경을 증가함으로써 더욱 더 큰 값을 얻을 수 있다. 토오크는 기어비와 전계의 세기가 일정하다고 할 때 모터의 반경 3승에 비례한다[4].

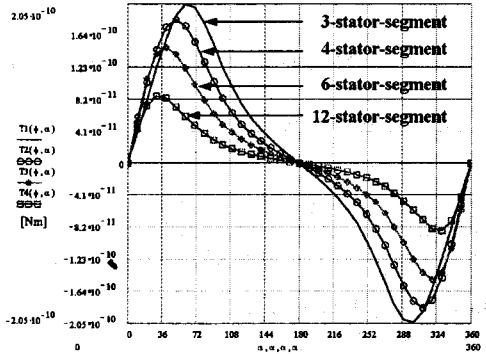


Fig. 4. Single-phase torque of a 3-, 4-, 6-, and 12-stator-pole design as function of the rotor angle.

Table 1. Design parameters of Fig. 4.

R(rotor radius)	100[ $\mu$ m]
d(axial-gap distance)	2[ $\mu$ m]
$d_{ins}$ (thickness of the dielectric layer between the stator and rotor)	0.2[ $\mu$ m]
$\epsilon_r$ (relative dielectric constant)	7.5
$R_o$ (stator outer radius)	100[ $\mu$ m]
$R_i$ (inner stator radius)	50[ $\mu$ m]
V(applied voltage)	100[V]

### 3.3 수직력과 마찰

미끄럼 마찰 토오크가 모터에서 발생하는 정전 토오크( $\tau_{motor}$ )와 균형을 맞춘다면, 회전자의 미끄러짐을 피할 수 있고 순수한 회전자의 구름운동을 얻을 수 있다. 고정자의 작은 영역  $dA$ 가 여기 될 때의 힘과 토오크를 그림 5에 나타내었다. 고정자 표면에 수직인  $z$ 방향에서, 모든 힘들은 평형이다. 축방향의 총 정전력( $F_{Nel}$ )은 각  $\varphi_1 - \varphi_2$ 와 반경  $R_i - R_o$ 의 영역을 가진 여기된 고정자 세그먼트의 표면에 대한 적분으로 구할 수 있다. 이 축방향 정전력은 회전자 접촉점과 중심 베어링에서 각각의 수직반발력인  $F_{Ncontact}$ ,  $F_{Nbearing}$ 와 균형을 맞추고 있다.

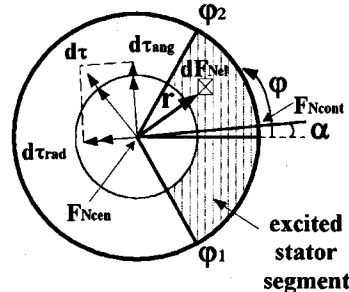


Fig. 5. Sketch of the force and torque acting on the rotor

위의 관계를 식 (6)와 같이 나타낼 수 있다.

$$-\frac{1}{2} \epsilon_0 V^2 \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \int_{R_i}^{R_o} \frac{r}{\left(g + \frac{d_o}{\epsilon_r}\right)^2} dr d\varphi + F_{Ncontact} + F_{Nbearing} = 0 \quad (6)$$

그림 5에서 알 수 있듯이, 축방향 정전력으로부터 토오크( $d\tau = dF_{Nei} \times r$ )은 회전자에 작용하고, 이 토오크는 고정자 표면에 평행한 각방향성분( $d\tau_{ang}$ )과 기울어진 회전자와 평행한 방사방향성분( $d\tau_{rad}$ )으로 구성되어 있다. 방사상 성분은 회전자 운동의 직접적인 원인이 되고 모터의 구동 토오크를 발생시킨다. 회전자는 각방향으로 회전하지 않는다. 따라서, 각방향으로 작용하는 모든 토오크는 평형이다. 정전 토오크의 각성분은 정전력  $dF_{Nei}$ 에 팔의 길이  $r \cdot \cos(\varphi - \alpha)$ 를 곱함으로써 구할 수 있다. 전체 정전 토오크의 각성분은 여기 된 영역에 대해 적분을 함으로써 다시 구할 수 있다. 회전자 중심 주위의 토오크 균형은 식 (7)과 같이 주어진다.

$$F_{Ncontact} R - \frac{1}{2} \epsilon_0 V^2 \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \int_{R_i}^{R_o} \frac{r^2 \cos(\varphi - \alpha)}{\left(g + \frac{d_o}{\epsilon_r}\right)^2} dr d\varphi = 0 \quad (7)$$

베어링의 수직력( $F_{Nbearing}$ )과 접촉점의 수직력( $F_{Ncontact}$ )은 z 방향에 수직인 힘의 균형식 (6)과 각성분 토오크 균형식 (7)으로부터 구할 수 있다. 접촉점에서의 수직력과 베어링 중심에서의 수직력은 식 (8), (9)와 같다.

$$F_{Ncontact} = \frac{1}{2} \epsilon_0 V^2 \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \int_{R_i}^{R_o} \frac{r^2 \cos(\varphi - \alpha)}{R \left(g + \frac{d_o}{\epsilon_r}\right)} dr d\varphi \quad (8)$$

$$F_{Nbearing} = \frac{1}{2} \epsilon_0 V^2 \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \int_{R_i}^{R_o} \frac{r(R - r \cos(\varphi - \alpha))}{R \left(g + \frac{d_o}{\epsilon_r}\right)} dr d\varphi \quad (9)$$

정전 토오크의 방사상 성분은 정전력( $dF_{Nei}$ )에  $r \cdot \sin(\varphi - \alpha)$ 를 곱함으로써 구할 수 있다. 회전자가 기울어 질 때 정전 토오크 방사상 성분( $\tau_{rad}$ )은 그림 5, 6에서와 같이 진동 운동을 일으키는 성분( $\tau_{rad} \cdot \cos \theta$ )과 모터의 구동 토오크를 공급하는 z방향의 성분( $\tau_{rad} \cdot \sin \theta$ )으로 나누어진다. 따라서, 식 (5)를 식 (10)으로 나타낼 수 있다[5].

$$\tau_{motor} = -\frac{1}{2} \epsilon_0 \sin \theta V^2 \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \int_{R_i}^{R_o} \frac{r^2 \sin(\varphi - \alpha)}{\left(g + \frac{d_o}{\epsilon_r}\right)^2} dr d\varphi \quad (10)$$

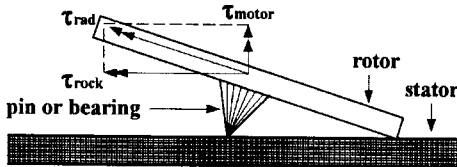


Fig. 6. Decomposition of radial torque into motor torque and rocking torque

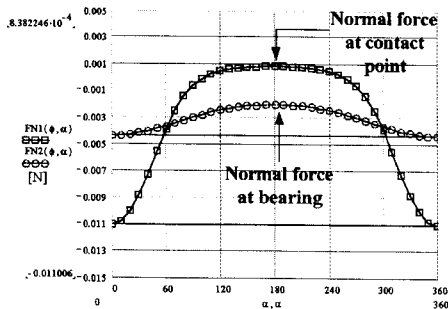


Fig. 7. The normal force at the contact point  $F_{Ncontact}$  and the normal force at the centerpoint  $F_{Nbearing}$

그림 7는 접촉점 각의 함수로서 4개의 세그먼트로 된 구조의 접촉점에서 수직적인  $F_{Ncontact}$ 과 중심점의 수직력  $F_{Nbearing}$ 을 나타내고 있다.

미끄러짐과 구름 마찰은 회전자-고정자사이에서 미끄러짐과 구름운동으로 인해 발생한다. 마찰력은 일반적으로 두 구조사이에서 작용하는 수직력에 의해 좌우가 된다. 완전한 구름운동은 미끄러짐 마찰 토오크가 회전자의 정전 토오크보다 클 때 존재한다. 모터에 대해, 미끄러짐이 없는 조건은 식 (11)와 같다.

$$\text{sgn}(a)(F_{Ncontact} R \mu_{contact} + F_{Nbearing} r_{bearing} \mu_{bearing}) - \tau_{motor} \geq 0 \quad (11)$$

여기서,  $\mu_{contact}$ 와  $\mu_{bearing}$ 은 접촉점과 베어링의 각각의 미끄러짐 마찰 계수이다. 그림 7에서, 접촉점에서의 수직력이 여기 된 고정자 세그먼트 영역 주위에서 매우 크다는 것과 회전자의 원만한 운동으로 여기 된 고정자 세그먼트의 반대편 위치에 접촉점이 이르렀을 때 부호가 변하는 것을 알 수 있다. 이 영역에서는, 접촉점에서의 수직력에 의해 마찰 토오크는 0일 것 같지만, 베어링에서의 수직력에 의해 이 영역에서는 여전히 마찰 토오크가 존재한다. 베어링의 반경과 미끄러짐 마찰 계수가 충분히 크다면(예를 들면,  $R_{bearing} = 10\mu\text{m}$ ,  $\mu_{bearing} = 0.3$ ), 마찰 토오크는 이 영역에서 동기 토오크와 같은 범위로 존재한다. 회전자의 미끄러짐을 막을 수 있을 만큼 지속적으로 유지하는 수직력을 이용할 수 있는 기하학적인 구조를 선택하는 것이 매우 중요하다. 그 예로, 스텝각이 이중(dual) 세그먼트 여기방식에서 전체 여기된 각 영역보다 작은 여기구조는 항상 큰 수직력으로 동작하게 한다.

#### 4. 결론

본 연구에서는 편심구동형 wobble 모터와는 대조적으로 고정자가 회전자의 축면을 둘러싸고 있는 대신, 회전자의 하부에 위치하는 기하학적인 구조를 가진 axial-gap형 wobble 모터를 제시하였다. 이론적인 모델링 및 구조에 따른 토오크값을 계산한 결과, 이 모터는 다른 기하학적인 구조를 가진 마이크로 모터보다 좀 더 큰 구동 토오크(약 10배)를 발생시킬 수 있다. 또한 회전자에 존재하는 각각의 힘의 성분을 분석하여, 접촉점 및 베어링에서 발생하는 마찰력이 회전자의 구름운동에 미치는 영향, 즉 축방향 정전계에 의해 발생하는 다소 큰 값을 가진 수직력으로 인해 모터는 미끄러짐 운동이 거의 발생하지 않는 조건에 동작할 수 있음을 확인하였다.

본 연구팀은 앞으로, 축방향공극형 모터의 각각의 세그먼트에 대한 여기 방식에 따른 토오크의 유효범위와 같은 기하학적인 구조에 따른 좀 더 정확한 기계적인 특성을 연구하고자 한다.

#### (참고 문헌)

- [1] W. S. N. Trimmer, K. J. Gabriel, and R. Mahadevan, "Silicon electrostatic motors," in Proc. 4th Int. Conf. Solid-State Sensors and Actuators, Tokyo, Japan, June 2-5, pp.857-860
- [2] K. Deng and M. Mehregany, "Outer-rotor polysilicon wobble motors," in Proc. IEEE MEMS, Oiso, Japan, Jan. 25-28, 1994, pp. 269-272
- [3] Ph. Lerch, B. Romanowicz, L. Parette, N. F. de Rooij, and Ph. Renaud, "Numerical simulations of planar wobble motor," Sens. Actuators, vol. A, pp.46-47, 640-644, 1995
- [4] M. Mehregany and Y. C. Tai, "Surface micromachined mechanism and micromotors," J. Micromech. Microeng., vol. 1, pp. 73-85, 1991
- [5] Y. C. Tai and R. S. Muller, "Frictional study of IC-processed micromotors," Sens. Actuators, vol. A21, pp. 180-183, 1990