

# 수평 구동형 정전 반발력 마이크로액추에이터의 Creeping 유동 모델에 의한 공기 감쇠

論 文  
50C-11-8

## Air Damping Evaluation for Laterally Driven Electrostatic Repulsive-Force Microactuators Using Creeping Flow Model

李 起 昉\* · 徐 榮 皓\*\* · 曹 永 昊\*\*\*  
(Ki Bang Lee · Young Ho Seo · Young-Ho Cho)

**Abstract** - This paper presents theoretical and experimental study on the quality-factor of the laterally oscillated electrostatic microactuator, driven by a lateral repulsive-force generated by the asymmetry of planar electric field. The quality-factor of the repulsive-force microactuator using a *creeping flow model* of the ambient air is evaluated. By fitting the simulation results of damping force, we evaluate the dimensionless damping force,  $\alpha$ , thereby obtaining an analytical damping force,  $F$ , in the form of  $F = \mu \alpha UL$ , where  $\mu$ ,  $U$  and  $L$  denote the air viscosity, the velocity and the characteristic length of the movable electrodes. The measured quality-factor increases from 12 to 13 for the DC bias voltage increased from 60V to 140V. The theoretical quality-factor estimated from the creeping flow model increases from 14.9 to 18.7. Characteristics of quality-factor of the repulsive-force microactuator have been discussed and compared with those of the conventional attractive-force microactuator.

**Key Words** : Repulsive, Microactuator, Frequency tuning, Quality-factor control, Creeping flow

### 1. 서 론

최근 기관에 수평으로 구동되는 정전형 마이크로액추에이터[1-2]는 간단한 구조, 잘 알려진 제조공정, 큰 큐인자 그리고, 빠른 동적 응답 특성으로 인해 많은 관심을 받고 있다. 지금까지 연구된 기관 면에 수평으로 구동되는 마이크로액추에이터는 동일 평면상에 존재하는 두 전극 사이에서 발생하는 수평방향의 정전인력(attractive force)[1]을 이용하였다. 반면, 평면 전기장의 비대칭성에 의해 유도되는 정전반발력을 이용한 수평구동형 정전 반발력 마이크로액추에이터[3]가 제안되었다.

본 논문에서는 creeping 유동 모델을 근거로 하여 수평으로 진동하는 정전 반발력 마이크로액추에이터의 큐인자(Quality-factor)에 대한 이론적 예측치와 실험적 결과에 대해 기술하였다. 정전 반발력 마이크로액추에이터의 감쇠력에 대한 간단한 이론식을 유도하였고, 이것을 바탕으로 정전 반발력 마이크로액추에이터의 큐인자에 관한 이론식을 creeping 유동 모델을 사용하여 마이크로액추에이터의 치수와 직류 바이어스 전압의 함수로 나타내었다.

마지막으로 실험에서 구해진 큐인자 값을 이론식으로 부

터 구해진 결과와 비교하였고, 정전 반발력 마이크로액추에이터의 큐인자와 기존의 정전 인력 마이크로액추에이터의 큐인자의 특성을 비교·토의하였다.

### 2. 이론적 해석

그림 1은 평면 전기장의 비대칭성에 의해 유도되는 수평 정전 반발력에 의해 기관에 수평으로 진동하는 마이크로액추에이터의 동작원리를 나타낸다.

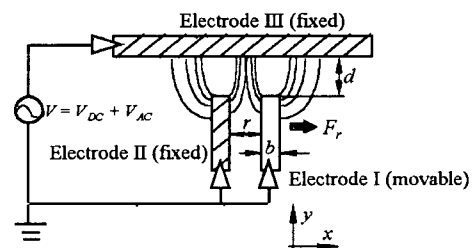


그림 1 수평구동형 반발력 마이크로액추에이터의 구동원리: 전압,  $V$ ,가 인가되었을 때, 전기장의 비대칭성에 의해 유도되는 반발력,  $F_r$ ,에 의해 마이크로액추에이터가 구동됨

Fig.1 Working principle of a lateral repulsive-force microactuator: the repulsive force,  $F_r$ , is induced by the asymmetry of the electric field when the voltage,  $V$ , is applied

\* 非 會 員 : 韓 國 科 學 技 術 院 機 械 工 學 科 博 士 卒 業

\*\* 非 會 員 : 韓 國 科 學 技 術 院 機 械 工 學 科 博 士 課 程

\*\*\* 正 會 員 : 韓 國 科 學 技 術 院 機 械 工 學 科 副 教 授 · 工 博

接 受 日 字 : 2001年 8月 16日

最 終 完 了 : 2001年 9月 26日

그림 1은 평면 전기장의 비대칭성에 의해 유도되는 수평 정전 반발력에 의해 기판에 수평으로 진동하는 마이크로액추에이터의 동작원리를 나타낸다. 그림 1에서 보듯이 전압,  $V$ , 를 인가했을 때, 이동전극에 작용하는 수평방향의 반발력,  $F_r$ , 은 대향 전극의 끝 부분에서 발생하는 전기장의 비대칭에 의해  $x$ 방향으로 발생된다.

표 1은 4장의 마스크로 박막 미세가공 공정(surface-micromachining process)에 의해 제작된 수평 구동형 정전 반발력 마이크로액추에이터의 치수를 나타낸다. 그림 2는 제작된 반발력 마이크로액추에이터의 전자현미경사진(SEM)을 나타내며 제작된 소자의 전체크기는  $1.5 \times 1.0 \text{ mm}^2$ 이다.

본 논문에서는 수평방향(그림 6에서  $x$ 방향)의 정전 반발력,  $F_r$ ,에 의해 구동되는 반발력 마이크로액추에이터[3]를 질량( $m_e$ )-스프링( $k$ )-감쇠기( $c$ )로 구성된 1차원(one degree-of-freedom) 동적 시스템으로 가정하고 이론적 해석을 수행하였다. 구동전압,  $V$ ,는 직류 바이어스 전압,  $V_{DC}$ ,와 교류 구동 전압,  $V_{AC}$ ,의 합으로 구성되어 있다.

직류 바이어스 전압,  $V_{DC}$ ,에 대해 이동전극과 고정전극 II(그림 1) 사이의 초기 간격,  $r_0$ ,와 직류 바이어스 전압에 의해 최종적으로 옮겨간 거리,  $r_1$ , 간의 관계는, 수평방향 반발력과 스프링력의 힘 평형식에 의해 아래와 같이 표시된다.

$$R \cdot e \left( \frac{r_1}{S} \right) V_{DC}^2 = k(r_1 - r_0) \quad (1)$$

여기서  $R=ntJ$ 이고,  $n$ 와  $t$ 는 각각 움직이는 전극의 개수, 마이크로액추에이터의 두께를  $S$ 와  $J$ 는 각각 임의의 상수를 나타낸다.

$r_1$ 에서의 등가 스프링 상수(effective stiffness),  $k_{eff}$ ,를 구하면 아래의 식(2)와 같다.

$$k_{eff} = k \left( 1 + \frac{r_1 - r_0}{S} \right) \quad (2)$$

여기서  $k$ 는 스프링 보(flexure)의 스프링 상수를 나타낸다. 식(2)로부터  $r_1$ 위치에서의 공진 주파수는 아래와 같이 표시된다.

$$f_r = f_{r0} \sqrt{1 + \frac{r_1 - r_0}{S}} \quad (3)$$

$$f_{r0} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m_{eq}}} \quad (3a)$$

여기서  $f_{r0}$ ,  $f_r$ 는 각각 마이크로액추에이터의 고유주파수, 직류 바이어스 전압에 의해 변화된 고유주파수를 나타낸다. 식(1)~식(3)으로부터 직류 바이어스 전압이 증가할수록 고정전극과 이동전극 사이의 최종 간격은  $r_1$ 으로 증가하고, 전극사이의 간격의 증가는 스프링상수의 증가를 가져오므로 결국 마이크로액추에이터의 공진 주파수가 증가하게 됨을 알 수 있다.

표 1 수평 구동형 정전 반발력 마이크로액추에이터의 치수  
Table 1 Dimension of a laterally driven repulsive-force microactuator

Plate mass*, $m_p$	$2.8 \times 10^{-10} \text{ kg}$
Beam mass*, $m_b$	$2.41 \times 10^{-11} \text{ kg}$
Structure thickness, $t$	$3.3 \text{ } \mu\text{m}$
Space between structure and substrate, $h$	$2.2 \text{ } \mu\text{m}$
Lateral stiffness**, $k$	$1.43 \text{ N/m}$
Resonant frequency, $f_{r0}$	$11.4 \text{ kHz}$
Movable finger width, $b_m$	$5.0 \text{ } \mu\text{m}$
Sum of the movable finger length, $L_m$	$1280 \text{ } \mu\text{m}$
Sum of the overlapped of movable finger length, $L_g$	$1600 \text{ } \mu\text{m}$
Plate width, $L_p$	$20 \text{ } \mu\text{m}$
Initial inter-electrode gap, $r_0$	$3.0 \text{ } \mu\text{m}$
Spring beam width, $b$	$3.0 \text{ } \mu\text{m}$
Total beam length, $L_b$	$1120 \text{ } \mu\text{m}$
Number of movable electrode	30 ea

\* based on the polysilicon density of  $\rho = 2330 \text{ kg/m}^3$

\*\* based on the measured Young's modulus of  $E = 100 \text{ GPa}$ .

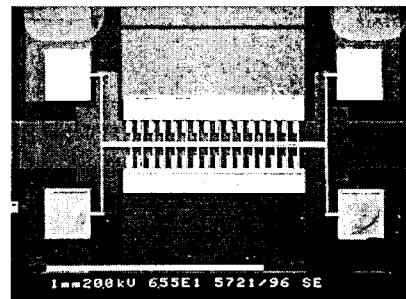


그림 2 제작된 수평구동형 반발력 마이크로액추에이터의 전자현미경 사진

Fig. 2 SEM photograph of the fabricated laterally driven repulsive-force microactuator

### 2.1 Creeping 유동 감쇠 모델

그림 2에 나타낸 수평 구동형 정전 반발력 마이크로액추에이터에서 대해, 유체 내에서의 마이크로액추에이터의 진동 운동은 유체의 점성에 의한 감쇠력(damping force)을 유발한다. 이러한 유체 점성에 의한 감쇠력은 유체 중에서 구동하는 마이크로액추에이터의 주된 감쇠(damping)의 원인이 된다.

마이크로액추에이터의 감쇠력이나 큐인자를 예측하기 위해서, 기존에는 마이크로액추에이터 근방의 점성유동을 Couette 유동[4]이나 Stokes 유동[5],[6] 모델로 가정하였다. 그림 3a는 움직이는 평판 아래의 점성유동의 속도분포가 선형적으로 변화되는 Couette 유동 모델을, 그림 3b는 Stokes 유동 모델을 나타낸다. 그림 3b에 나타난 Stokes 유동 모델에 의한 감쇠력 예측결과는 실험결과와 비교해 볼 때,

Couette 유동 모델에 비해 좀더 정확한 결과를 가져오기는 하나 여전히 20%정도의 차이[5]를 보이고 있다.

본 연구에서는 아래와 같은 비 압축성 점성 유동에 대한 Navier-Stokes 방정식과 연속 방정식[7]을 사용한 creeping 유동 모델을 제시하고, 이를 이용한 정전 반발력 마이크로액추에이터의 감쇠력을 예측하였다.

$$\rho \frac{D\vec{V}}{Dt} = -\nabla P + \mu \nabla^2 \vec{V} \quad (4)$$

$$\nabla \cdot \vec{V} = 0 \quad (5)$$

여기서  $\rho, \mu, P$  그리고  $\vec{V}$  는 유체의 밀도, 점성, 압력 그리고 속도를 각각 나타낸다. 식(4)의 Navier-Stokes 방정식은 유체에 대한 Newton의 법칙과 연속방정식으로부터 유도되었고, 식(5)의 연속방정식은 유체의 질량보존 법칙으로부터 유도되었다.

대기 중에서 진동하는 마이크로액추에이터의 진폭,  $x_0$ , 고유진동수,  $f$ , 그리고 특성 길이,  $l_c$ 가 각각  $1\mu\text{m}$ ,  $1\text{kHz}$  그리고  $100\mu\text{m}$ 인 경우, Reynolds 수 ( $Re = 2\pi f x_0 l_c \rho / \mu$ )는 0.04가 되며, 진동하는 마이크로액추에이터 부근의 유체 관성을 무시할 수 있게 된다. 이와 같이 유체의 관성을 무시할 수 있는 경우 creeping 유동[7]으로 가정할 수 있다. 따라서 식(4)의 좌변이 0 인 경우 아래의 식(6)과 같은 creeping 유동 방정식을 얻을 수 있다.

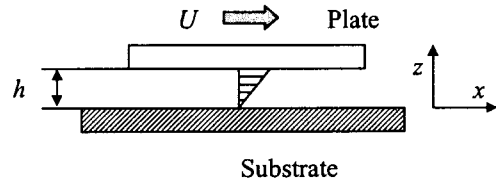
$$\nabla P = \mu \nabla^2 \vec{V} \quad (6)$$

따라서, 작은 Reynolds 수를 나타내는 구조물의 진동에 대한 감쇠력은 식(5)와 식(6)을 통하여 이론적 해를 얻을 수 있다.

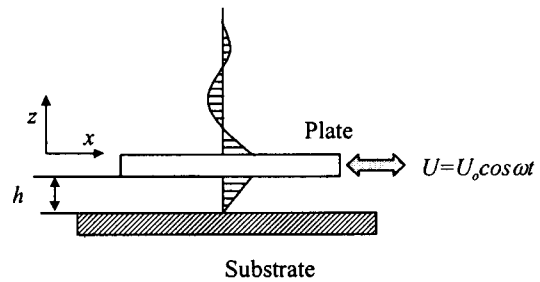
그림 4는 Reynolds 수의 차이에 대한 평판 부근의 유동 특성을 개략적으로 나타내는 그림이다. 그림 4a는 빠른 유체속도( $U=1\text{m/s}$ )에 의해 큰 Reynolds 수를 나타내는 경우이고, 그림 4b는 느린 유체속도( $U=10^{-5}\text{m/s}$ )에 의해 작은 Reynolds 수를 나타내는 경우이다. 이 두 가지 경우에 대해 먼저 전산유체해석용 상용 프로그램인 FLUENT[8]를 이용해 속도 분포를 구하였다. 그림 5는 FLUENT를 이용해 구한 속도분포의 결과이다. 그림 5로부터 작은 Reynolds 수에 대한 경우 ( $Re=0.3$ )와 큰 Reynolds 수에 대한 경우 ( $Re=2.9 \times 10^4$ )에 대해 평판 위의 유체 속도 분포가 매우 다를 수 있음을 알 수 있다.

유체의 관성을 고려한 식(4), 식(5)와 경계조건으로부터 Blasius 해[7]를 통해 구한 이론적 결과와 FLUENT를 이용해 얻어진 수치해석결과를 비교하여 표 2에 정리하였다. 표 2에서 큰 Reynolds 수의 경우에는, 경계층 두께,  $\delta$ ,와 벽면의 전단응력,  $\tau_w$ ,에 대해 수치해석결과와 Blasius 해가 아주 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 그러나, 작은 Reynolds 수의 경우에는 수치해석결과와 Blasius 해가 매우 다를 수 있다. 이것은 작은 Reynolds 수에 대한 경우에는 유체의 관성의 영향이 매우 작는데 반해, Blasius 해에는 유체의 관성이 고려되어 수치해석결과와 차이를 보이는 것으로 생각

된다. 따라서 creeping 유동 모델을 이용하여 정전 반발력 마이크로액추에이터의 감쇠 해석을 보다 정확하게 수행할 수 있음을 알 수 있다.



(a) Couette flow model



(b) Stokes flow model

그림 3 기존의 큐인자 예측 모델: (a) Couette 유동 모델; (b) Stokes 유동 모델

Fig. 3 The conventional quality-factor models: (a) Couette flow model; (b) Stokes flow model

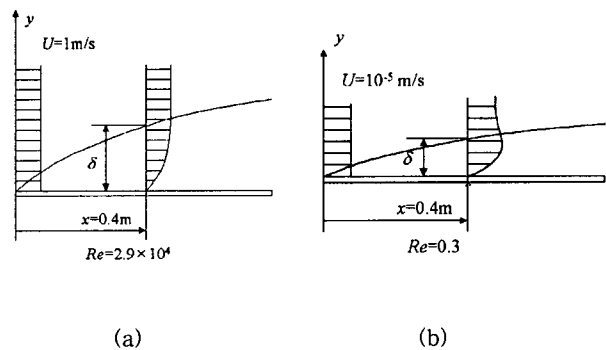


그림 4 평판에 평행하게 균일한 속도,  $U$ ,가 존재하는 경우, 큰 Reynolds 수의 유동과 작은 Reynolds 수의 유동의 비교: (a) Case I (큰 Reynolds 수); (b) Case II (작은 Reynolds 수)

Fig. 4 Comparison of a high Reynolds number flow with a low one when an identical flat plate is exposed to the uniform free air stream of  $U$ : a) Case I (high Reynolds number); b) Case II (low Reynolds number)

2.2 주요 감쇠 요인

그림 6은 고정전극과 이동전극의 사이의 공기에 의한 감쇠(damping due to overlapped movable electrodes), 고정전극과 대향 면적 없이 이동하는 이동전극의 움직임에 의한 감쇠(damping due to free movable electrodes), 스프링 보의 움직임에 의한 감쇠(damping due to flexures) 그리고 평판 질량의 상하 공기 층에 의한 감쇠(damping due to planar mass)의 4가지 감쇠 요인을 나타낸다.

먼저 그림 6에서 고정전극과 이동전극의 사이의 공기에 의한 감쇠력을 예측하기 위해서, 기판에 대해 속도  $U$ 로 고정전극 쪽으로 향하는 이동 전극을 나타내는 그림 7과 같은 감쇠모형을 설정했다. 이와 같은 감쇠모형을 FLUENT를 이용하여 그림 8과 같은 시간에 의존하는 속도 분포를 구하여 감쇠력을 예측하였다. 그림 9는 고정전극과 이동전극 사이의 간격,  $r$ ,의 크기 변화에 따른 감쇠력 그래프를 나타낸다. 그림 9에서 전극의 겹쳐짐에 의해 발생하는 감쇠력은 전극사이의 간격,  $r$ ,의 증가에 따라 감소함을 알 수 있다. 그림 9로부터 전극의 겹쳐짐에 의해 발생하는 무차원 감쇠력,  $\alpha_g$ 를 구할 수 있다.

$$\alpha_g = \frac{F_g}{\mu UL_g} = \frac{D}{r^T} \quad (7)$$

여기서  $F_g$ ,  $L_g$ ,  $r$ ,  $D$  그리고  $T$ 는 각각 전극이 겹쳐지는 영역에 작용하는 감쇠력, 겹쳐지는 전극의 길이, 이동전극과 고정전극 사이의 간격 그리고 감쇠력에 대한 상수를 각각 나타낸다. 그림 9의 결과로부터 마이크로엑추에이터의 치수가  $h=2.2\mu\text{m}$ ,  $t=3.3\mu\text{m}$  그리고  $b_m=5\mu\text{m}$ 인 경우에 대해서 식(7)의 상수  $D$  와  $T$ 를 구하면 각각  $9.6 \times 10^{-6} \text{m}^{1.18}$ 와 1.18 이다.

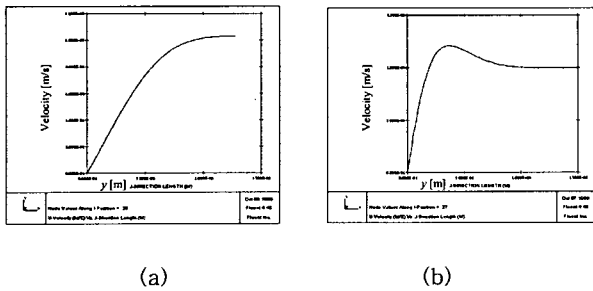


그림 5 FLUENT를 이용하여 평판에 평행하게 공기 유동이 있을 경우, 평판 위의 유체 속도 분포에 대한 수치 해석결과: (a) Case I (Re=2.9x10<sup>4</sup>); (b) Case II (Re=0.3)

Fig. 5 Numerical analysis of velocity profiles of the flow over the flat plate, parallel to the free air stream using FLUENT: (a) Case I (Re=2.9x10<sup>4</sup>); (b) Case II (Re=0.3)

표 2 큰 Reynolds 수(그림 5a)와 작은 Reynolds 수(그림 5b)에 대한 유동 특성 비교

Table 2 Comparison of characteristics for the high Reynolds number flow of Fig.5a and those for the low Reynolds number flow of Fig.5b

		Case I (high Re)	Case II (low Re)
Velocity, U [m/s]		1	10 <sup>-5</sup>
Reynolds number, Re		2.9x10 <sup>4</sup>	0.3
Boundary layer thickness, $\delta$ [m]	Blasius solution	0.11	3.7
	Numerical simulation (FLUENT)	0.107	0.191
Shear stress, $\tau_w$ [N/m <sup>2</sup> ]	Blasius solution	0.0025	7.9x10 <sup>-11</sup>
	Numerical simulation (FLUENT)	0.0027	1.3x10 <sup>-9</sup>

위의 같은 방법으로 고정전극과 대향 면적 없이 이동하는 이동전극의 움직임에 의한 감쇠력을 구하기 위해 그림 10에 나타낸 감쇠 모형을 사용하여 수치해석을 수행하였다. 수치해석에서는 이동전극을 고정시키고 유체와 기판이 속도,  $U$ ,로 이동전극을 향해 움직이는 것으로 해석을 수행하였다. 속도분포에 대한 수치해석결과를 이용하여 이동전극에 대한 무차원 감쇠력,  $\alpha_m$ ,의 관계식, 식(8)을 구할 수 있다.

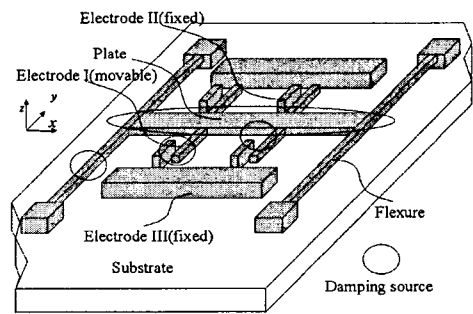


그림 6 수평 구동형 정전 반발력 마이크로엑추에이터에 작용하는 감쇠력의 요인: 전극들의 겹쳐짐에 의해 발생하는 감쇠력,  $F_g$ ; 이동전극의 움직임에 의해 발생하는 감쇠력,  $F_m$ ; 스프링 보의 움직임에 의해 발생하는 감쇠력,  $F_b$ ; 평판의 움직임에 의해 발생하는 감쇠력,  $F_p$

Fig. 6 Sources of the damping forces in the laterally-driven repulsive-force microactuator: the damping force component,  $F_p$ , generated by the motion of the overlapping movable electrodes;  $F_m$  generated by the motion of the free movable electrodes;  $F_b$  generated by the motion of the flexures;  $F_p$  generated by the motion of the plate

$$a_m = \frac{F_m}{\mu U L_m} = 12.75 \quad (8)$$

여기서  $F_m$ ,  $\mu$ ,  $U$ , 그리고  $L_m$ 은 각각  $x$ 방향으로 움직이는 이동전극에 의한 감쇠력, 공기의 점성, 유체와 기판의 속도 그리고 겹쳐지지 않는 이동전극의 전체 길이를 나타낸다.

다음으로 고려되는 감쇠 요인은 그림 6에 나타난 정전 반발력 마이크로액추에이터의 스프링 보의 움직임에 의한 감쇠이다. 정전 반발력 마이크로액추에이터의 스프링 보는 기판 위에 떠있는 4개의 각주(prismatic) 형태의 스프링으로 생각할 수 있다. 보 이론(beam theory)으로 부터 그림 11a에 나타난 양단고정보(fixed-fixed beam)의  $x$ 방향 변형을 얻을 수 있다.

$$x = x_0 \left( 3 \left( \frac{y}{l_b} \right)^2 - 2 \left( \frac{y}{l_b} \right)^3 \right) \quad (9)$$

여기서  $x_0$ 는 스프링 보에 걸려있는 평판의 초기 이동거리를 나타낸다.

앞서 제시한 것과 유사한 방법으로, FLUENT를 통한 수치해석 결과로부터 스프링 보에 대한 무차원 감쇠력,  $\alpha_b$ ,를 구하면 다음과 같다.

$$2\alpha_b = \frac{f_b}{\mu U} = 11.4 \quad (10)$$

여기서  $f_b$  그리고  $U$  는 단위 길이당 스프링 보에 의한 감쇠력과 스프링 보의 움직이는 속도를 각각 나타낸다.

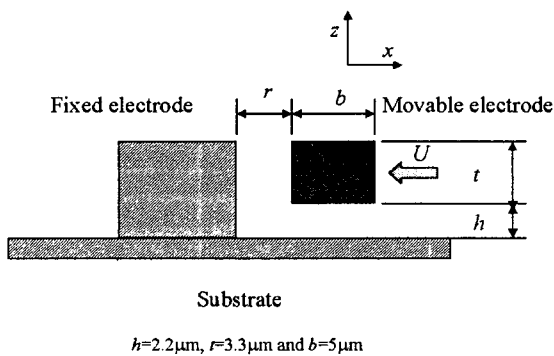


그림 7 기판과 고정전극에 대해 속도,  $U$ ,로 움직이는 이동전극과 고정전극의 겹쳐짐에 의해 발생하는 감쇠력,  $F_d$ ,에 대한 수치해석 모델

Fig. 7 Simulation model for the damping force component,  $F_d$ , generated by the overlapping movable electrode, moving at the velocity,  $U$ , with respect to the substrate

그림 11의 스프링 보에 대한 감쇠력은 다음의 식에 의해서 구해질 수 있다.

$$dF_b = n_b 2\alpha_b \mu u dy \quad (11)$$

식(11)에  $u = x\omega \cos \omega t$ 와 식(9)를 대입하여 스프링 보의 길이,  $l_b$ ,에 대해 적분하면 스프링 보에 의한 감쇠력,  $F_b$ ,를 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} F_b &= 2 n_b \int_0^{l_b} \alpha_b \mu x \omega \cos \omega t dy \\ &= 2 n_b \alpha_b \mu x_0 \omega \cos \omega t \int_0^{l_b} \left( 3 \left( \frac{y}{l_b} \right)^2 - 2 \left( \frac{y}{l_b} \right)^3 \right) dy \\ &= n_b \alpha_b \mu l_b U = \alpha_b \mu L_b U \end{aligned} \quad (12)$$

여기서  $n_b$  그리고  $L_b$  는 각각 스프링 보의 수와 전체 스프링 보의 길이,  $L_b = n_b l_b$ ,를 각각 나타낸다.

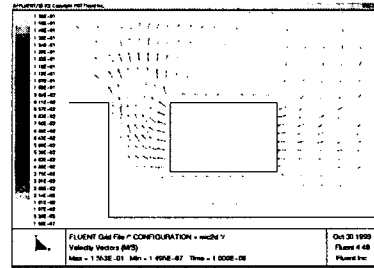


그림 8 기판과 고정전극에 대해 이동전극의 속도가  $U=0.1$  m/s 일 때, 그림 7에 나타난 수치해석 모델을 통해 구해진 FLUENT 수치해석 결과

Fig. 8 The velocity profile obtained for the model shown in Fig.7, where  $U=0.1\text{m/s}$

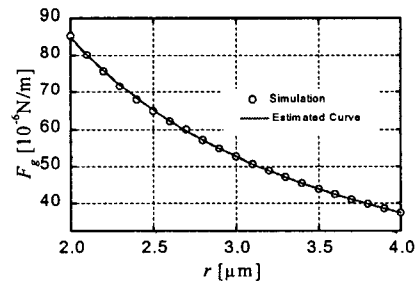


그림 9 고정전극과 이동전극사이의 간격,  $r$ ,의 변화에 대해 그림 8의 수치해석모델을 통해 구한 고정전극과 이동전극의 겹쳐짐에 의한 감쇠력 변화 그래프

Fig. 9 The damping force,  $F_d$ , obtained from the simulation of Fig.8, for varying inter-electrode gap,  $r$

마지막으로 고려되는 감쇠 요인은 평판 질량 사이의 공기 층에 의한 감쇠이다. 그림 10과 식(8)에 나타난 고정전극과 대향 면적 없이 이동하는 이동전극의 움직임에 의한 감쇠력 해석과 비슷한 방법으로 평판의 움직임에 의한 무차원 감쇠력,  $\alpha_p$ ,를 구할 수 있다. 식(13)은 수치해석결과로부터 구한 평판의 움직임에 의한 무차원 감쇠력,  $\alpha_p$ ,를 나타낸다.

$$\alpha_p = \frac{F_p}{\mu UL_p} = 475 \quad (13)$$

여기서  $F_p$  그리고  $L_p$ 는 각각 평판의 움직임에 의한 감쇠력과 평판의 길이를 나타낸다.

### 2.3 전체의 감쇠력 및 큐인자 예측

그림 12는 정전 반발력 마이크로액추에이터에 작용하는 감쇠력 구성 요소인 대향 전극 면적에 의한 감쇠력,  $F_g$ , 고정전극과 대향 면적 없이 이동하는 이동전극의 움직임에 의한 감쇠력,  $F_m$ , 스프링 보의 움직임에 의한 감쇠력,  $F_b$ , 그리고 평판 질량 사이의 공기 층에 의한 감쇠력,  $F_p$ ,를 나타내고 있다. 정전 반발력 마이크로액추에이터에 작용하는 전체 감쇠력,  $F$ ,는 아래의 식(14)와 같이 정의된다.

$$\begin{aligned} F &= F_g + F_m + F_b + F_p \\ &= \alpha_g \mu UL_g + \alpha_m \mu UL_m + \alpha_b \mu UL_b + \alpha_p \mu UL_p \\ &= \mu U(\alpha_g L_g + \alpha_m L_m + \alpha_b L_b + \alpha_p L_p) \end{aligned} \quad (14)$$

식(14)와  $F = c_{eq}U$ 를 비교하면, 정전 반발력 마이크로액추에이터의 등가 감쇠계수,  $c_{eq}$ ,를 아래의 식(15)와 같이 구할 수 있다.

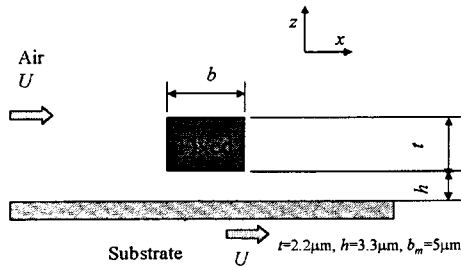


그림 10 이동전극의 움직임에 의해 발생하는 감쇠력,  $F_m$ ,의 수치해석 모델: 유체의 속도와 기관의 속도가  $U$ 인 경우

Fig. 10 Simulation model for the damping force component,  $F_m$ , generated by the free movable electrode: the far air flows with  $U$  and the substrate moves with  $U$

$$c_{eq} = \mu(\alpha_g L_g + \alpha_m L_m + \alpha_b L_b + \alpha_p L_p) \quad (15)$$

따라서 정전 반발력 마이크로액추에이터의 큐인자,  $Q$ ,를 진동학 이론에 의해서 다음과 같이 구할 수 있다.

$$Q = \frac{1}{2\zeta} = \frac{\sqrt{m_{eq} k_{eff}}}{c_{eq}} = \frac{m_{eq} \omega}{c_{eq}} \quad (16)$$

$$\zeta = \frac{c_{eq}}{2\sqrt{m_{eq} k_{eff}}} \quad (16a)$$

여기서  $m_{eq}$ ,  $k_{eff}$ ,  $\zeta$  그리고  $\omega$ 는 각각 평판, 전극 그리고 스프링 보를 포함한 등가질량[1], 식(2)에 나타낸 등가스프링 상수, 감쇠비 그리고 공진주파수를 각각 나타낸다.

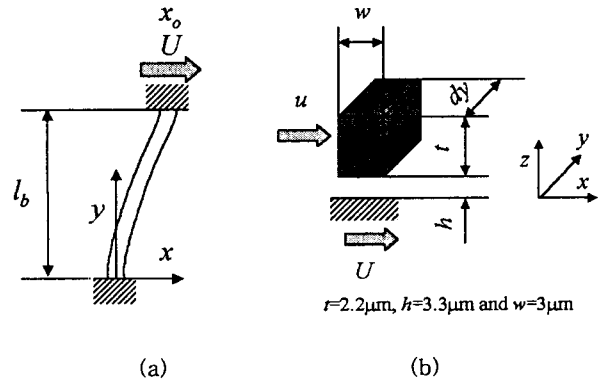


그림 11 스프링 보의 움직임에 의해 발생하는 감쇠력,  $F_b$ ,의 수치해석 모델: (a) 양단 고정형 보; (b) 미소크기에 대한 수치해석 모델

Fig. 11 Simulation model for the damping force component,  $F_b$ , generated by the flexures, where one of the fixed ends is moving at the moving at the velocity,  $U$ , with respect to the substrate: (a) Fixed-fixed beam; (b) Infinitesimal element

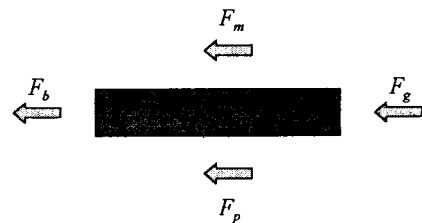


그림 12 정전 반발력 마이크로액추에이터에 작용하는 감쇠력:  $F_g$ ,  $F_m$ ,  $F_b$ , 그리고  $F_p$  는 각각 그림 6에 나타낸 감쇠력 요소를 나타냄

Fig. 12 Damping force components in the repulsive-force microactuator:  $F_g$ ,  $F_m$ ,  $F_b$ , and  $F_p$  are the damping force components illustrated in Fig.6

식(15), 식(16)과  $m_{eq} = m_{plate} + \left(\frac{13}{35} m_{beam}\right)$ [1]를 이용하여 정전 반발력 마이크로액추에이터의 감쇠력을 점성, 치수 그리고 공진주파수의 함수로 나타낼 수 있다.

$$Q = \frac{m_p + \left(\frac{13}{35} m_b\right)\omega}{\mu (a_g L_g + a_m L_m + a_b L_b + a_p L_p)} \quad (17)$$

여기서  $m_p$ 와  $m_b$ 는 각각 이동전극을 포함한 평판의 질량, 4개의 스프링 보의 전체 질량을 나타낸다. 식(17)에서 보듯이 큐인자는 공진주파수,  $\omega$ ,와 무차원 감쇠력,  $\alpha$ ,의 함수이고,  $\omega$ ,  $a$ 가 전극사이의 간격,  $r$ ,의 함수임을 알 수 있다. 이는 전극사이의 간격,  $r$ ,을 제어하면 정전 반발력 마이크로액추에이터의 큐인자를 제어할 수 있음을 의미한다.

### 3. 실험결과 및 토의

제작된 정전 반발형 마이크로액추에이터의 큐인자는 probe station을 이용하여 대기 중에서 주파수 변화에 대한 응답을 통하여 측정하였으며, 이론적인 큐인자의 값은 식(17)과 표 1로부터 예측하였다. 이동전극과 고정전극사이의 간격은 직류 바이어스 전압,  $V_{DC}$ ,으로 변화를 시켰으며, 평판과 이동전극은 교류 구동전압,  $V_{AC}$ ,으로 기판에 수평된 방향으로 구동시켰다.

그림 13은 정전 반발형 마이크로액추에이터를 교류구동 전압,  $V_{AC}$ ,을 20V에 고정시킨 상태에서 직류 바이어스 전압을  $V_{DC}=60\sim 140V$ 로 변화시켜 전극사이의 간격 변화에 따른 큐인자의 이론적 예측결과와 실험에서 측정된 결과를 비교한 그래프이다. 측정된 큐인자의 값은 직류 바이어스 전압,  $V_{DC}$ ,의 변화에 따라 12에서 13까지 변화되었으며, 식(17)에 의해 이론적으로 예측결과는 14.9에서 18.7까지 변화되었다. 이론적 예측결과와 실험적 측정결과는 최대 45%의 차이를 보였다.

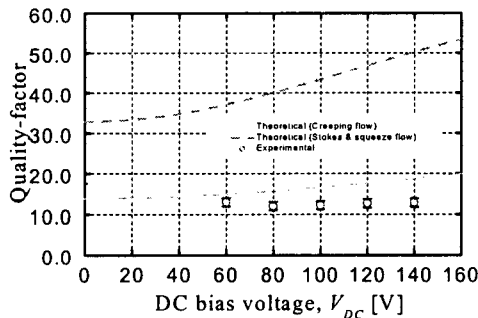


그림 13 직류 바이어스 전압의 변화에 대한 정전 반발력 마이크로액추에이터 큐인자의 이론적 결과와 실험결과에 대한 비교

Fig. 13 Comparison of the measured and estimated Q-factors of the repulsive-force microactuator for varying DC bias voltage

기존의 감쇠모델에 의한 결과와 정전 반발력 마이크로액추에이터의 실험결과를 비교하기 위해서 Stokes 유동[5],[6]과 공기의 squeeze 유동[9]의 복합 모델을 사용하여 큐인자를 구하면 아래의 식(18)과 같다.

$$Q = \frac{\left(m_p + \frac{13}{35} m_b\right)\omega}{\mu \left\{ \frac{A_p}{h} + \frac{A_p}{h_{eq}} + \frac{1}{2} A_b \left( \frac{1}{h} + \frac{1}{h_{eq}} \right) + 7.2 L_g \left( \frac{t}{r_1} \right)^3 \right\}} \quad (18)$$

여기서  $A_p$ ,  $A_b$ ,  $h$ ,  $h_{eq}$ ,  $r_1$  그리고  $L_g$ 는 이동전극의 포함한 평판의 면적, 4개의 스프링 보의 면적, 평판과 기판사이의 간격, Stokes 유동 해석에 의한 등가 높이, 식(1)에 나타낸 직류 바이어스 전압,  $V_{DC}$ ,에 의한 이동전극과 고정전극 사이의 최종 간격 그리고, 이동전극과 고정전극이 겹쳐지는 부분의 전체 길이를 각각 나타낸다. 식(18)에 의해 예측된 큐인자의 값은 직류 바이어스 전압,  $V_{DC}=60\sim 140V$ ,의 변화에 따라 37에서 50까지 변화되었다.

정전 반발력 마이크로액추에이터의 큐인자의 측정된 결과, 식(17)에 의해 예측된 결과와 식(18)에 의해 예측된 결과가 함께 도시된 그림 13으로부터 본 연구에서 제안하는 creeping 유동 모델에 의한 결과는 실험결과와 최대 45%의 차이를 보이며, 기존의 Stokes 유동 모델을 통해 예측한 결과는 실험결과와 최대 290%의 차이를 보임을 알 수 있다. 이로부터 본 연구에서 제안하는 creeping 유동 모델이 정전 반발력 마이크로액추에이터의 큐인자를 예측하는데 기존의 Stokes 유동 모델보다 정확한 예측을 할 수 있음을 알 수가 있다.

또한, 정전 반발력 마이크로액추에이터는 직류 바이어스 전압의 증가에 대해 고정전극과 이동전극사이의 간격이 증가되어 큐인자를 증가시키는 반면에, 기존의 정전 인력 마이크로액추에이터의 경우에는 직류 바이어스 전압의 증가에 대해 고정전극과 이동전극사이의 간격이 감소되어 큐인자를 감소시키게 된다. 정전 인력 마이크로액추에이터에서는 큐인자를 감소시키는 방향으로만 제어가 되지만, 정전 반발력 마이크로액추에이터를 추가적으로 사용하게 되면 큐인자를 증가시키는 방향으로도 제어가 가능하게 된다.

### 4. 결 론

본 논문에서는 평면 전기장의 비대칭성에 의해 유도되는 수평 구동형 정전 반발력 마이크로액추에이터의 큐인자(Quality-factor)에 대한 이론적 결과와 실험적 결과에 대해 고찰하였다. 대기 중에서 진동하는 정전 반발력 마이크로액추에이터의 큐인자를 creeping 유동 모델을 이용해 해석을 수행하였다. 고정전극과 이동전극의 겹쳐짐, 고정전극과 대향 면적이 없는 이동전극의 움직임, 스프링 보의 움직임 그리고 평판의 움직임의 4가지를 정전 반발력 마이크로액추에이터의 감쇠력의 요인으로 가정하고 수치해석을 수행하였다. 수치해석에서 구해진 감쇠력의 결과를 데이터 fitting을 통하여 무차원 감쇠력,  $\alpha$ ,를 구하였으며, 이것으로부터 이론적인 감쇠력을  $F = \mu \alpha UL$ 의 형태로 구였다. 여기서  $\mu$ ,  $\alpha$ ,  $U$  그리고  $L$ 은 각각 공기의 점성, 무차원 감쇠력, 유체의 속도 그리고 특성 길이를 각각 나타낸다. 이론적으로 구해진 감쇠력으로부터 정전 반발력 마이크로액추에이터의 큐인자를 치수와 직류 바이어스 전압의 함수로 나타내었다.

이론적 결과와 실험 결과를 통해 직류 바이어스 전압이 증가하게 되면 고정전극과 이동전극사이의 간격이 증가하게 되고, 이것은 큐인자의 증가를 유도함을 알 수 있었다. 또한,

정전 반발력 구동은 정전 인력 구동과는 반대로 큐인자를 증가시키는 결과를 가져옴을 확인하였다. 제작된 정전 반발력 마이크로액추에이터의 큐인자는 직류 바이어스 전압,  $V_{DC}$ ,가 60V에서 140V로 증가될 때 12에서 13으로 증가함을 실험을 통해 측정하였고, creeping 유동 모델을 통해 이론적으로 예측한 큐인자는 같은 크기의 직류 바이어스 전압의 변화에 대해 14.9에서 18.7로 증가하였다. 그러나 기존의 Stokes 유동 모델을 이용해 예측한 큐인자는 같은 조건에서 37에서 50까지 변화하였다. 이러한 결과로부터 본 논문에서 제안한 creeping 유동 모델이 정전 반발력 마이크로액추에이터의 큐인자 예측에는 보다 정확한 결과를 얻을 수 있음을 알 수 있다.

**감사의 글**

본 연구는 과학기술부 창의적연구진흥사업단인 디지털 나노구동연구단의 “생체모사기법을 응용한 디지털나노구동 기관의 구현에 관한 연구” 과제에 일환으로 수행되었음

**참 고 문 헌**

[1] W. C. Tang, T.-C H. Nguyen and R. T. Howe, Laterally Driven Polysilicon Resonant Microstructures, *Sensors and Actuators*, Vol.A20, (1989), pp25-32.

[2] W.C. Tang, M.G. Lim and R.T. Howe, Electrostatic Comb Drive Levitation and Control Method, *J. Microelectromech. Sys.*, Vol.1, No.4, (1992), pp170-178.

[3] K.B. Lee and Y.-H. Cho, A Lateral Repulsive-force Drive using Asymmetric Electrostatic Field, *Proc. MEMS Symposia (DSC-Vol.62)*, IMECE, (1997), pp.81-85.

[4] W.C.-K. Tang, "Electrostatic Comb Drive for Resonant Sensor and Actuator Applications," P.h.D Thesis, Electrical Engineering and Computer Sciences, The University of California, Berkeley, 1990.

[5] Y.-H. Cho, B.M. Kwak, A.P. Pisano and R.T. Howe, Slide Film Damping in Laterally Driven Microstructures, *Sensors and Actuators*, Vol.A40, (1994), pp31-39

[6] K.B. Lee, and Y.-H. Cho, Electrostatic Control of Mechanical Quality Factors for Surface Micromachined Lateral Resonators, *J. Micromech. Microeng.*, Vol.6, (1996), pp426-430

[7] F.M. White, *Viscous Flow*, McGraw-Hill, (1974).

[8] *Fluent user's guide*, FLUENT inc., (1997).

[9] W. Kuelnel, Modeling of the Mechanical Behavior of a Differential Capacitor Acceleration Sensor, *Sensors and Actuators*, Vol.A48, (1995), pp101-108.

**저 자 소 개**



이 기 방 (李 起 昉)

1962년 9월 28일 생. 1985년 한양대 기계공학과 졸업. 1987년 한국과학기술원 기계공학과 졸업(석사). 2000년 한국 과학기술원 기계공학과 졸업(공박). 1987~2000년 삼성종합기술원 근무. 2000~현재 미국 UC-

Berkeley Post-doc.

E-mail : kblee@me.berkeley.edu



조 영 호 (曹 永 昊)

1957년 8월 10일 생. 1980년 영남대 기계공학과 졸업. 1982년 한국과학기술원(KAIST) 기계공학과 졸업(석사). 1991년 미국 버클리대 기계공학과 졸업(공박). 1982년~1986년 한국과학기술연구원(KIST) CAD/CAM연구실 연구원. 1987년~1990년 Berkeley Sensor & Actuator Center(BSAC) 연구 조교, 1990년~1991년 BSAC Post-doc., 1991년~1994년 KAIST 기계기술연구소 선임연구원. 1994년~현재 KAIST 기계공학과 부교수. 현재 창의적연구진흥사업 디지털나노구동연구단장. 관심분야: 마이크로 관성센서, 마이크로 액추에이터, 미소 광기전복합 소자, 디지털나노구동 기관 및 응용

Tel : 042-869-8691, Fax : 042-869-8690

E-mail : mems@kaist.ac.kr



서 영 호 (徐 榮 皓)

1975년 11월 6일 생. 1998년 부산대 기계공학과 졸업. 2000년 한국과학기술원 기계공학과 졸업(석사). 2000년~현재 동 대학원 기계공학과 박사과정. 관심분야: 마이크로 영역에서의 물리현상 및 에너지 변환 원리.

Tel : 042-869-5038, Fax : 042-869-8690

E-mail : namhui@kaist.ac.kr