

〈論 文〉

기포형성에 의한 마이크로 액추에이터의 구동기구 해석

오시덕* · 승삼선** · 광호영***

(1994년 7월 18일 접수)

Analysis on Actuation Mechanism of Micro Actuator by Bubble Formation

Si-Doek Oh, Sam-Sun Seung and Ho-Young Kwak

Key Words : MEMS(Micro Electro-Mechanical Systems), Bubble-Powered Microactuator(기포로 구동되는 마이크로 액추에이터), Actuation Mechanism(구동기구), Bubble Growth and Collapse(기포의 성장과 붕괴), Time Lag(지연시간), Actuator Control Scheme(액추에이터 구동 제어체계)

Abstract

A bubble-powered microactuator is designed conceptually. And the actuation mechanism due to bubble growth and collapse is studied numerically and analytically. In this analysis, it is estimated that the time lag for bubble formation on micro line heater, the duration of the bubble growth and collapse and the pressure change in actuator due to the bubble evolution. Based on these calculations, the actuator control scheme is visualized. This actuator may be applicable to the system which needs to pump liquid correctly and regularly.

기 호 설 명

A	: 기포형상에 따른 계소(식(4))	m_b	: 기포내의 증기의 질량
C_e	: 종합(accomodation) 계수	N_b	: 기포내의 분자수
C_p	: 히터의 열용량(700 J/kg °C)	n	: 모듬(cluster) 내의 분자수
d_o	: 기포형성을 위한 과열액체층의 두께	n_c	: 임계모듬내의 분자수
h	: 대류열전달계수(284 W/m ² /°C)	P_b	: 기포내의 압력
h_{fg}	: 액체의 잠열	$P_l(T_\infty)$: T_∞ 에 대한 기체압력
J	: 응축에 대한 핵생성률	P_n	: 과열한계에서 기화된 액체층의 압력
J_i	: 전류밀도	P_v	: 증기압
k	: 불쯔만상수	P_∞	: 주위압력
k_l	: 액체의 열전도도	R_b	: 기포반경
k_p	: 폴리실리콘 히터의 열전도도(34 W/m/°C)	r_c	: 기포의 임계반경
k_s	: 이산화규소층의 열전도도(1.4 W/m/°C)	R_g	: 가스상수
L	: 히터의 길이	r_n	: n-mer 모듬의 반경
m	: 분자질량	r^*	: 임계액적의 반경
		S	: 초포화비
		s	: 이산화규소층의 두께
		T	: 액체온도
		T_h	: 입력전류에 따른 히터의 가장 뜨거운 점

*정회원, 중앙대학교 대학원 기계공학과

**정회원, 중앙대학교 기술과학연구소

***정회원, 중앙대학교 기계공학과

- 에서의 온도
- T_r : 폴리실리콘의 열적 성질에 따른 무차위 온도
- T_s : 액체의 과열한계
- t_d : 폴리실리콘 히터의 걸보기 지연시간
- U_b : 기포벽 속도
- V_m : 액체의 유효 분자체적
- V_n : 과열한계에 도달한 액체의 초기체적
- V_{sys} : 액추에이터의 내부체적
- w : 히터의 폭
- z_h : 히터의 두께
- Z : 배위수

그리스 문자

- α_l : 액체의 열확산도
- α_p : 폴리실리콘 히터의 열확산도
- γ : 비열비
- δ : 경계층 두께
- ϵ : 히터의 제원과 성질에 관련된 변수
- ϵ_m : 분자 한쌍을 분리시키는데 필요한 에너지
- ζ : 폴리실리콘 히터의 온도에 따른 저항 기울기 ($0.0012/^\circ\text{C}$)
- ρ_b : 기포내의 기체 밀도
- ρ_l : 액체의 밀도
- ρ_o : 폴리실리콘 히터의 저항 ($7.42 \times 10^{-6} \text{ ohm}\cdot\text{m}$)
- ρ_p : 폴리실리콘 히터의 밀도 ($2.32 \times 10^3 \text{ kg}/\text{m}^3$)
- σ : 표면장력

하첨자

- b : 기포
- c : 임계모듬 또는 임계크기의 기포
- l : 액체
- sys : 액추에이터 시스템
- ∞ : 액체 매질

1. 서 론

액체의 과열한계에 대한 예측은 증기폭발과의 관련에서도 중요하지만 최근 IC 공정의 발달로 마이크로 단위 크기의 캐비티가 존재하지 않은 균일한 표면의 히터 제작이 가능하기 때문에 마이크로 히터 위에서의 기포형성 문제와도 직결되고 있다. 이와 더불어 마이크로 액추에이터는 MEMS(micro electro-mechanical systems)에서 중요한 요소장치

중의 하나로 이에 대한 연구는 MEMS 발전에 매우 중요한 부분을 차지하고 있다.

마이크로 액추에이터를 구동시키는 방법의 하나로 유체의 상변화에 따른 팽창을 이용하는 방법이 제안되고 있는데, Lin et al.⁽¹⁾은 기포의 팽창과 수축을 이용하여 아주 적은 동력으로도 $140 \mu\text{m}$ 정도의 기계적인 변위를 얻을 수 있는 마이크로 액추에이터를 제안한 바 있으며, Ji et al.⁽²⁾은 시스템 내에 부분적으로 채워져 있는 액체의 상변화를 이용한 마이크로 액추에이터를 소개한 바 있다. 즉, 이 시스템에 300 mW 의 동력을 130 ms 동안 가했을 때 150 ms 이 지난 후의 압력은 1.2 atm 에 도달했음을 보인 바 있다.

또 마이크로 라인 히터에 대한 연구로 Lin과 Pisano⁽³⁾는 폴리실리콘으로 제작된 마이크로 라인 히터에 전류를 흘릴 경우, 히터의 가장 뜨거운 점 위에서의 액체의 온도가 임계온도에 도달했을 때 기포가 형성된다고 보고하고, 이 때 형성되는 기포의 크기는 입력전류의 크기를 변화시킴으로써 조절이 가능하다고 밝힌 바 있다.

한편 Oh et al.⁽⁴⁾은 표면에 공동이 없는 마이크로 라인 히터위에서 기포형성기구를 밝힌 바 있다. 이들의 결과에 따르면, 기포형성은 액체의 과열한계에 도달한 액체층의 두께가 임계기포의 크기에 도달해야 이루어지며, 기포형성이 일어나는 시간은 약 $20 \sim 40 \mu\text{s}$ 으로 이는 히터로부터 열이 액체로 확산되기 까지 소요되는 시간이며, 입력전류의 크기와 작동유체에 따른다는 것을 밝히고 있다.

그러나 기포형성기구를 실제적인 액추에이터의 설계에 적용하기 위해서는 기포가 형성되어 붕괴하기까지의 시간, 액체가 담겨져 있는 시스템에서 발생하는 압력변화 등에 대한 이해가 중요하다. 따라서 본 연구에서는 기포로 구동되는 마이크로 액추에이터를 개념적으로 설계하여 기포의 성장과 붕괴에 따른 구동기구를 수치 및 해석적으로 연구하고자 하였다.

그래서 히터에서의 기포형성에 대한 지연시간을 알기 위해서는 액체에 대한 3차원 열확산 방정식을 유한차분법으로, 기화된 액체층의 내부압력은 Kwak과 Lee⁽⁵⁾가 제안한 기포형성모델을 각각 이용하여 계산하였다. 또 과열액체층의 완전한 기화 후에도 계속되는 기포의 크기 증가에 대해서는 Kwak et al.⁽⁶⁾이 제안한 기포역학 모델을 이용하였으며, 기포벽과 액체사이의 증기응축에 대해서는

기체운동론을, 기포내의 증기 응축에 대해서는 균질 핵생성이론(homogeneous nucleation theory)⁽⁷⁾을 각각 적용하였다.

그 결과, 본 연구에서는 마이크로 액추에이터 시스템에 있어서 기포형성에 필요한 전류의 펄스 작용시간을 계산하여 기포형성에 의한 마이크로 라인 히터에서의 전류 펄스와 시스템 내에서의 압력사이의 특성을 얻을 수 있었다. 또한 마이크로 라인 히터에서의 기포형성 지연시간은 입력 전류에 상당히 민감하며, 액추에이터 구동기구의 결정적인 요소임을 알았다.

2. 마이크로 액추에이터 시스템과 마이크로 라인 히터의 특성

2.1 마이크로 액추에이터 시스템

본 연구에서 설계한 마이크로 액추에이터는 Fig. 1(a)에 있는 개략도에서와 같이 마이크로 라인히터, 시스템의 압력으로 작동되는 2개의 입·출력 밸브, 압력센서 등으로 이루어져 있다. 액추에이터 벽은 열 싱크(sinks)로 작용할 수 있도록 실리콘 층으로 되어 있으며, 액추에이터의 체원은 작동유체가 FC-72인 경우에는 $60 \times 20 \times 20 \mu\text{m}^3$ 이고, 메탄올인 경우에는 $60 \times 30 \times 30 \mu\text{m}^3$ 이다.

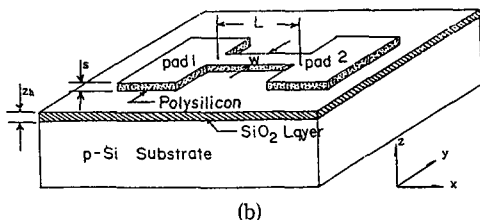
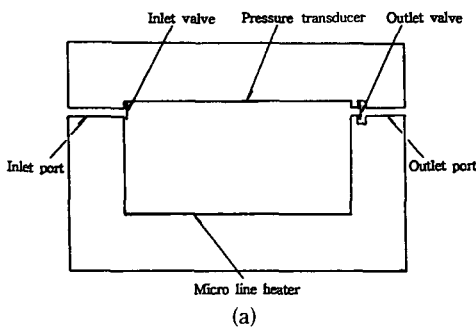


Fig. 1 Schematic of actuator system (a) and micro line heater (b)

마이크로 라인 히터는 Fig. 1(b)에 나타나 있는 바와 같이 산화규소층 위에 실리콘으로 제작되었으며, 히터부와 패드부로 구성되어 히터는 두 개의 구동패드를 통해 전류를 흘리면 작동하도록 되어 있다. 액추에이터의 입구부 밸브는 시스템의 압력이 작동유체의 저장용기의 압력보다 작을 때 열리고, 출구 쪽에 있는 밸브는 시스템의 압력이 어떤 한계를 넘을 때 열린다. 여기서 시스템의 초기압력은 1 atm으로 한다. 또 시스템의 상부에 부착되어 있는 압력센서는 히터에서 기포의 거동에 의한 시스템의 압력변화 신호를 감지하여 히터 작동을 위한 전류 펄스를 조절한다.

2.2 마이크로 라인 히터의 특성

폴리실리콘으로 제작된 마이크로 라인히터의 체원은 $50 \times 5 \times 0.53 \mu\text{m}^3$ 로 하였는데, 이는 정상상태에서의 히터의 최대온도가 입력 전류의 크기에 민감하게 변하지 않기 때문이다. 그리고 Fig. 1(b)와 같은 히터의 미소요소에 대하여 에너지보존법칙을 적용하면, 히터에 대한 열확산 방정식과 초기조건 및 경계조건은 다음과 같다.⁽⁸⁾

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{1}{\alpha_p} \frac{\partial T}{\partial t} + \varepsilon(T - T_r) \quad (1)$$

여기서, $\alpha_p = \frac{k_p}{C_p \rho_p}$

$$\varepsilon = \frac{k_s}{k_p} \frac{1}{z_h s} + \frac{h}{k_p} \left[\frac{1}{z_h} + \frac{2}{w} \right] - \frac{J_i^2 \rho_o \zeta}{k_p}$$

$$T_r = T_\infty + \frac{J_i^2 \rho_o}{k_p \zeta}$$

초기조건 : $T(x, t=0) = T_\infty$

경계조건 : $T(x=0, t) = T_\infty$

$$T(x=L, t) = T_\infty$$

변수분리법으로 식(1)을 풀면, 비정상상태에서의 히터의 온도분포는 식(2)와 같다.⁽⁸⁾

$$T = T_\infty + \frac{4J_i^2 \rho_o}{k_p \varepsilon} \exp[-\alpha_p \varepsilon t] \sum_{i=0}^{\infty} \left[\frac{1 - (-1)^{2i+1}}{(2i+1)\pi} \right] \frac{1}{1 + \left[\frac{(2i+1)\pi}{\sqrt{\varepsilon L}} \right]^2} \times \sin \left[\frac{(2i+1)\pi x}{L} \right] \exp \left[-\alpha_p t \left(\frac{(2i+1)\pi}{L} \right)^2 \right] \quad (2)$$

여기서, 정상상태에서의 히터의 온도분포는 $t=0$ 일 때로 식(3)과 같이 된다.

$$T(x) = T_r - \frac{J_1^2 \rho_0}{k_b \epsilon} \frac{\cosh h \left[\frac{\sqrt{\epsilon} \left(x - \frac{L}{2} \right)}{2} \right]}{\cosh h \left[\frac{\sqrt{\epsilon} L}{2} \right]} \quad (3)$$

그리고 Lin과 Pisano⁽³⁾에 따르면, 길이 50 μm인 히터가 정상상태의 온도분포에 이르기 위해서는 약 12 μs이 소요되는데 그 중 대부분의 시간은 정상상태에 도달하기 위한 가열과정의 마지막 단계에서 소비되는 것으로 밝혀졌다.

3. 마이크로 라인 히터에서의 기포형성 및 성장과 붕괴

3.1 기포형성

마이크로 라인 히터에서 기포가 형성되기 위한 과열액체층의 최소두께 d_o 는 식(4)와 같다.⁽⁴⁾

$$d_o = A \left(\frac{P_n}{P_\infty} \right)^{2/3} \left(\frac{2\sigma}{P_n} \right) \propto \frac{2\sigma}{(P_v - P_\infty)} = r_c \quad (4)$$

식(4)의 최소두께는 분자론적 기포형성모델⁽⁹⁾을 이용하여 구한 것으로서 고전적인 기포형성모델⁽¹⁰⁾에서의 임계반경 r_c 에 비례함을 알 수 있다.

과열액체층이 기포형성을 위한 최소두께를 넘어서면 액체층은 급격히 기화하여 기포를 형성하게 된다. 그러나 과열액체층이 기화되는 시간은 μs의 범위이기 때문에 기화시간은 기포형성을 위한 지연시간을 계산하는데 무시할 수 있다. 결국 지연시간은 기포가 형성되기 위한 최소두께의 액체층을 과열한계까지 가열하는데 소비된 시간이라고 할 수 있다.

따라서 히터위에서의 과열액체층의 두께와 관련된 기포형성에 대한 지연시간은 다음과 같이 액체에 대한 3차원 열확산 방정식을 풀어서 얻어질 수 있다.

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha_l \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (5)$$

이때의 경계조건은 식(1)에서 구한 히터의 표면온도이며, 액체의 열확산 계수는 상수로 가정하였다. 수치계산은 fully implicit scheme을 사용했으며,⁽¹¹⁾ 이 때 격자수는 실리콘 층 위의 마이크로 라인 히터의 1/4을 수치계산 영역으로 하여 x방향으로 18, y방향으로 15, z방향으로 28을 취하였고, 수치계산의 시간간격은 0.01 μs으로 하였다. 한편 히터에서의 y, z방향의 격자수는 과열액체층의 정확

한 체적을 얻기 위해 이전의 계산⁽⁴⁾에서 채택한 격자수보다 좀더 많이 취하였다.

3.2 기포성장의 초기단계

포화액체상태의 체적을 유지하고 있는 기화된 증기의 압력은 매우 크기 때문에 과열한계에서의 액체층에서 형성된 기포는 매우 급히 팽창하게 된다. 이때의 압력은 이러한 한계에서의 증기압력보다 약 8배나 큰데, 본 연구에서 작동유체로 한 FC-72와 메탄올의 경우에는 각각 46 atm, 259 atm이 된다.

이렇게 높은 압력을 갖는 기화상태에서의 압력 P_n 은 다음의 식에서 구할 수 있다.⁽⁵⁾

$$P_n = (P_v - P_\infty) n_c^{1/3} = \frac{Z \epsilon_m}{3} / V_m \quad (6)$$

또 과열한계에 도달한 액체층의 초기 모양은 평면에 가깝지만 본 연구에서는 과열액체에서 형성된 기포를 구형(球型)으로 가정하여 충분히 기화된 과열액체층의 상당 반경을 구하였다. 마이크로 라인 히터에서 기포형성을 위한 과열액체의 체적은 약 33.5 μm³이고, 이에 상당하는 액체 FC-72의 질량은 약 42 pg, 메탄올은 약 18 pg이다.

기포에 대한 에너지방정식으로부터 시간에 대한 기포내의 증기의 압력변화량은 다음과 같이 구할 수 있다.⁽⁶⁾

$$\frac{dP_b}{dt} = -\frac{3\gamma P_b}{R_b} \frac{dR_b}{dt} - \frac{6(\gamma-1)k_l(T_b - T_\infty)}{\delta R_b} \quad (7)$$

이 식을 얻기 위하여 열전달은 기포 벽에 근접한 경계층을 통해 이루어진다고 가정하였고, 경계층에서의 온도분포는 다음과 같이 2차식으로 된다고 가정하였다.

$$\frac{T - T_\infty}{T_b - T_\infty} = (1 - \zeta)^2 \quad (8)$$

여기서, $\zeta = \frac{r - R_b}{\delta}$

그리고 위의 2차식은 이 모델에서 사용한 다음의 경계조건을 만족한다.⁽¹²⁾

$$\begin{aligned} T(R_b, t) &= T_b \\ T(R_{b+\delta}, t) &= T_\infty \\ \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_{R_{b+\delta}} &= 0 \end{aligned} \quad (9)$$

한편 시간에 따른 기포내의 증기의 온도변화량과

경계층 두께에 대한 방정식은 다음과 같다.⁽⁶⁾

$$\begin{aligned} \frac{dT_b}{dt} = & -\frac{3(\gamma-1)T_b}{R_b} \frac{dR_b}{dt} \\ & -\frac{6(\gamma-1)k_l T_b (T_b - T_\infty)}{\delta R_b P_b} \\ & \left[1 + \frac{\delta}{R_b} + \frac{3}{10} \left(\frac{\delta}{R_b} \right)^2 \right] \frac{d\delta}{dt} \\ = & -\frac{6\alpha_l}{\delta} \left[\frac{2\delta}{R_b} + \frac{1}{2} \left(\frac{\delta}{R_b} \right)^2 \right] \frac{dR_b}{dt} \\ & -\delta \left[1 + \frac{\delta}{2R_b} + \frac{1}{10} \left(\frac{\delta}{R_b} \right)^2 \right] \frac{1}{T_b - T_\infty} \frac{dT_b}{dt} \end{aligned} \quad (10)$$

여기서, 초기 경계층 두께는 히터온도의 영향을 받는 액체의 영역으로 나타낼 수 있는데 10 μm로 취했다. 또 기포내의 증기의 온도는 평형열역학에 근거하여 기포내의 압력이 액체의 과열한계에 해당하는 증기압력으로 떨어질 때까지 상수로 가정하였다.

기포 벽에서의 운동은 다음과 같은 Rayleigh 식을 이용하였다.

$$R_b \frac{dU_b}{dt} + \frac{3}{2} U_b^2 = \frac{1}{\rho_\infty} (P_b - P_\infty) \quad (12)$$

단, 기포 벽의 속도 U_b 는 $dR_b/dt = U_b$ 와 같다.

3.3 기포의 성장과 응축에 따른 기포의 붕괴

기포는 기포내의 압력이 액체의 과열한계에 해당되는 증기압으로 감소된다 하더라도 기포압력이 시스템의 압력보다 여전히 크기 때문에 더 팽창하게 된다. 기포 벽과 액체사이의 증기 응축은 바로 이 단계에서 경계층을 통한 열전달로 인해 일어나게 된다. 또 이 단계에서는 기포 벽의 밀부분과 히터 표면사이에 형성된 미소층(microlayer)에서의 기화를 고려해야 하지만, 본 연구에서는 히터로 흘려보내는 입력 전류가 기포가 형성된 후에는 단절되는 것으로 하였기 때문에 고려하지 않았다.

기포성장단계에서 시스템 압력 P_{sys} 는 기포의 체적증가로 점차적으로 증가하게 되는데, 이를 에너지 보존법칙에 적용하여 구하면 다음과 같다.

$$P_{sys} = [P_n V_n + P_\infty (V_{sys} - V_n) - P_b V_b] / (V_{sys} - V_b) \quad (13)$$

이 식으로부터 기포의 성장은 기포압력이 시스템 압력과 거의 같아질때까지 계속됨을 알 수 있다. 경계층을 통해 주위액체로 전도된 열의 총량이 기포 벽에서의 증기의 응축에 의해 방출되는 잠열로

회복되어진다고 가정하면, 기포 벽의 속도는 응축에 따른 물질전달 및 기포와 주위의 압력차에 의해 좌우된다고 볼 수 있다.⁽¹³⁾ 즉,

$$\frac{dR'_b}{dt} = \frac{dR_b}{dt} + \frac{1}{4\pi R_b^2 \rho_b} \frac{dm_b}{dt} \quad (14)$$

또 상변화에 따른 물질전달을 포함하는 기포내의 증기에 대한 시간에 따른 압력과 온도 변화량은 증기에 대한 에너지 보존식과 이상기체 법칙으로 부터 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$\frac{dP_b}{dt} = -\frac{3\gamma P_b}{R'_b} \frac{dR'_b}{dt} + \frac{\gamma P_b}{m_b} \frac{dm_b}{dt} \quad (15)$$

$$\frac{dT_b}{dt} = T_b \left(\frac{1}{P_b} \frac{dP_b}{dt} + \frac{3}{R'_b} \frac{dR'_b}{dt} \right) - \frac{T_b}{m_b} \frac{dm_b}{dt} \quad (16)$$

식(14)를 식(15), (16)에 대입하여 정리하면,

$$\frac{dP_b}{dt} = -\frac{3\gamma P_b}{R_b} \frac{dR_b}{dt} \quad (15)'$$

$$\frac{dT_b}{dt} = -\frac{3(\gamma-1)T_b}{R_b} \frac{dR_b}{dt} \quad (16)'$$

가 되는데, 위의 식에서 상변화에 따른 물질전달이 기포내의 압력과 온도에는 영향을 미치지 않으며, 기포 반경과 경계층 두께만이 질량의 변화에 영향을 받음을 알 수 있다. 이렇게 물질전달이 있는 경우에 경계층 두께를 구하기 위해 액체에 대한 에너지 방정식을 정리하면,

$$\frac{\partial T}{\partial t} + U_b \frac{\partial T}{\partial r} = \frac{\alpha_l}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(r^2 \frac{\partial T}{\partial r} \right) \quad (17)$$

여기서, $U_b = \frac{dR'_b}{dt}$

와 같이 되고, 이를 다시 $r=R_b$ 부터 $r=R_b+\delta$ 까지 적분하면 식(18)과 같이 된다.

$$\begin{aligned} & \left[1 + \left(\frac{\delta}{R_b} \right) + \frac{3}{10} \left(\frac{\delta}{R_b} \right)^2 \right] \frac{d\delta}{dt} \\ & = \frac{6\alpha_l}{\delta} - \left[2 \left(\frac{\delta}{R_b} \right) + \frac{1}{2} \left(\frac{\delta}{R_b} \right)^2 \right] \frac{dR_b}{dt} \\ & \quad + \frac{3}{4\pi R_b^2 \rho_b} \frac{dm_b}{dt} - \delta \left[1 + \frac{1}{2} \left(\frac{\delta}{R_b} \right) \right. \\ & \quad \left. + \frac{1}{10} \left(\frac{\delta}{R_b} \right)^2 \right] \frac{1}{T_b - T_\infty} \frac{dT_b}{dt} \end{aligned} \quad (18)$$

그러나 응축이 일어나면 식(18)에서 계산한 경계층 두께는 아주 작아지므로 여기에서는 Moody⁽¹⁴⁾가 사용한 열 경계층에 대한 두께를 최소값으로 취했다. 식(14), (18)에 나타난 응축에 따른 질량 유량

은 기체의 운동론⁽¹⁵⁾으로 얻을 수 있다.

$$\frac{dm_b}{dt} = -4\pi R_b^2 \left[\frac{2C_e}{2-C_e} \right] \left(\frac{1}{2\pi R_g} \right)^{1/2} \left[\frac{P_v(T_b)}{T_b^{1/2}} - \frac{P_l(T_\infty)}{T_\infty^{1/2}} \right] \quad (19)$$

이 때, 잠열 방출량 $-h_{fg}(dm_b/dt)$ 가 경계층을 통한 열전달과 같다고 하면,

$$2k_l \frac{(T_b - T_\infty)}{\delta} = h_{fg} \left[\frac{2C_e}{2-C_e} \right] \left(\frac{1}{2\pi R_g} \right)^{1/2} \left[\frac{P_v(T_b)}{T_b^{1/2}} - \frac{P_l(T_\infty)}{T_\infty^{1/2}} \right] \quad (20)$$

과 같이 된다. 이 식에서 계수 C_e 는 경계층을 통한 열전달에 따른 응축을 정도를 나타낸다.

한편 응축단계에서 시스템 압력은 다음과 같이 기포의 체적 변화에 따라 변함을 알 수 있다.

$$P_{sys} = [P_\infty (V_{sys} - V_{bo} + V_{io}) + P_\infty V_b (1 - V_{io}/V_{bo})] / V_{sys} \quad (21)$$

여기서, V_{bo} 는 기포의 초기체적이고, V_{io} 는 기포가 전부 응축할 경우의 최종체적이다.

메탄올에서 기화된 액체가 기포로 되는 과정은 증기 상태의 압력이 매우 크기 때문에 거의 단열과정이라고 할 수 있다. 결과적으로 기포내의 증기온도는 증기가 균일하게 응축되는 온도인 -3°C 이하로 떨어지게 된다. 이때 기포의 붕괴시간은 균질 핵생성 이론(homogeneous nucleation theory)⁽⁷⁾을 이용하여 계산할 수 있는데, 응축률 J 는 다음과 같이 기술된다.

$$J = \left(\frac{2\sigma m}{\pi} \right)^{1/2} N_b \left[\frac{SP_v(T_b)}{kT_b} \right] \frac{1}{\rho_l} \exp\left(-\frac{4}{3} \pi r^* \sigma / kT \right) \quad (22)$$

여기서, 식에 사용된 액적의 임계크기 r^* 및 포화비 S 는 다음과 같다.

$$r^* = -\frac{2\sigma V_m}{kT_b \ln(S)} \quad (23-1)$$

$$S = \frac{P_b}{P_v(T_b)} \quad (23-2)$$

4. 계산결과 및 고찰

Fig. 2는 작동유체가 FC-72인 액추에이터의 경우에 있어서 입력전류가 각각 다를 때 시간에 따른 과열액체층의 두께를 나타낸 것이다.

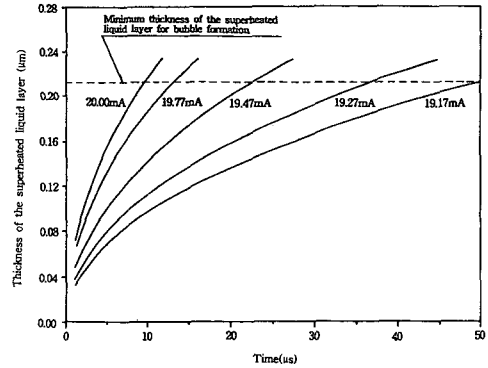


Fig. 2 Time dependence of thickness of the superheated liquid layer depending on input currents for actuator with working fluid of FC-72

이 결과는 식(5)를 히터의 온도분포가 정상상태라는 경계조건을 이용하여 얻은 것이다. 여기서 y, z 방향의 길이는 온도의 영향을 받지 않도록 충분히 길게 하였다. 이전의 연구⁽⁴⁾에서는 히터가 작동된 후 $10 \mu\text{s}$ 정도 동안은 액체의 온도가 그리 증가하지 않았음을 밝힌 바 있는데, 이는 다음의 식(24)에서 계산되는 폴리실리콘 히터에 열이 작동되기까지 소요되는 지연시간⁽³⁾의 약 83%에 해당한다.

$$t_d \cong \left(\frac{L}{\pi} \right)^2 \frac{1}{\alpha_p} \quad (24)$$

그러므로 이러한 지연시간은 기포형성에 대한 지연시간을 계산하는데 가산해주어야 한다. 본 연구에서는 기포형성을 위한 과열액체층의 최소 두께를 앞서의 연구결과⁽⁴⁾에 따라 $0.212 \mu\text{m}$ 로 하였다.

Table 1에는 입력 전류에 따른 히터의 온도 및 지연시간에 대한 계산 결과가 기존의 실험결과^(3,16)와 함께 나타나 있다. Table 1에 나타나 있는 바와 같이, 히터에 입력전류를 조금만 증가시켜도 기포형성에 대한 지연 시간은 상당히 짧아지고 있음을 알 수 있다.

따라서 Table 1은 히터에 흘러주는 입력전류가 기포로 구동되는 액추에이터의 설계에 중요한 요소로 작용하고 있음을 보여주고 있다. 이 때 소모된 동력은 입력전류에 따라 59.5 mW 에서 63.8 mW 정도이었고, 입력전류의 증가에 따라 히터의 가장 뜨거운 점에서의 온도 또한 증가함을 알 수 있다. Table 1에서 작동유체가 FC-72인 경우 입력전류가 20 mA 일 때 히터의 가장 뜨거운 점에서의 온도는

Table 1 The temperature at the hottest point of heater and time lag for bubble formation input currents. The minimum value of the temperature at the hottest point of heater for bubble formation with different working fluids are also listed. Experimental results from Lin and Pisano⁽⁺⁾ and Asai⁽⁺⁺⁾

Liquid	$T_s(^{\circ}\text{C})$ (T_s/T_c)	$T_h(^{\circ}\text{C})$ (Experiment)	I (mA)	$T_h(^{\circ}\text{C})$ (Calculation)	Time lag calculation(μs)	Time lag calibrated(μs)
FC-72	153.3 (0.946)	165.8 ⁺ (Marginal)	19.17	163.4 (Marginal)	50.0	60.0
			19.27	165.1	36.0	46.0
			19.47	168.5	22.5	32.5
			19.77	173.8	13.2	23.2
			20.00	177.9	9.6	19.6
Methanol	184.0 (0.892)	195.0 ⁺⁺	20.85	194.0	11.0	21.0

FC-72의 임계온도인 178°C에 이르고 있다. 히터 근처의 격자 간격을 좀더 세분하면 기포형성이 시작되기 위한 히터의 가장 뜨거운 점에서의 온도 (marginal case)를 보다 정확하게 예측할 수 있다고 판단된다.

Fig. 3에는 작동유체가 FC-72인 액추에이터에 대한 기포의 성장과 붕괴에 따른 시스템 압력의 변화를 나타냈다. 기포가 성장하는 과정에서 최대 압력 증가는 약 6 kPa로 이는 Zdebleck과 Angell⁽¹⁷⁾이 액체로 채워져 있는 시스템에 5 ms동안 200 mW의 동력을 가했을 때 7 kPa의 압력상승이 있다고 관찰한 결과와 비견할만 하다.

Fig. 4는 FC-72의 경우에 기포의 성장과 붕괴과정에서 시간에 따른 기포반경의 변화를 나타낸 것으로 기포성장에 소요된 시간(0.21 μs)이 붕괴시간

(3.30 μs)보다 짧음을 알 수 있다. 여기서 열 경계층 두께는 예상했던 바와 같이 응축과정에서 중요한 요소로 작용하고 있음을 알 수 있는데, Moody⁽¹⁴⁾가 제안한 열 경계층 두께를 적용하면 기포내의 증기가 완전히 응축하는데 소요되는 시간은 약 2 μs 이 된다. Moody가 기포의 열적감쇠 해석에 사용한 열 경계층 두께식은 식(25)와 같으며, FC-72의 경우에는 약 1.5 μm 가 된다.

$$\delta = \frac{3(\gamma-1)\sqrt{\rho_{\infty}/P_{\infty}}k_l T_{\infty}}{2P_{\infty}} \quad (25)$$

한편 작동유체가 메탄올인 액추에이터 시스템에서는 기포의 성장과 응축현상이 작동유체가 FC-72인 경우와 상당히 다름을 알 수 있다.

Fig. 5에서 보는 바와 같이 작동유체가 메탄올인

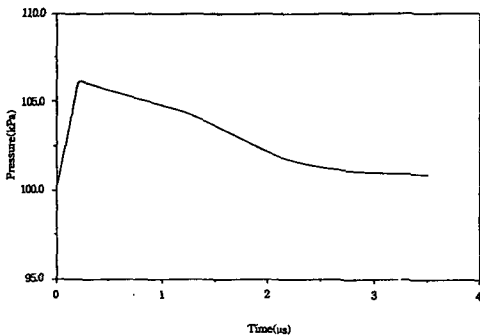


Fig. 3 System pressure change due to bubble evolution for actuator with working fluid of FC-72

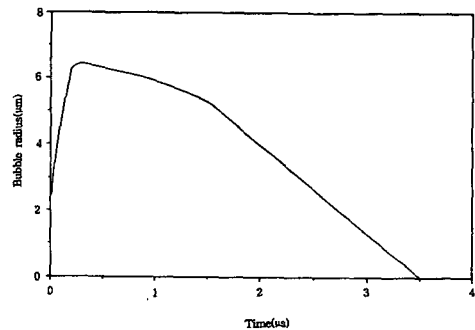


Fig. 4 Bubble radius change during growth and collapse phase for actuator with working fluid of FC-72

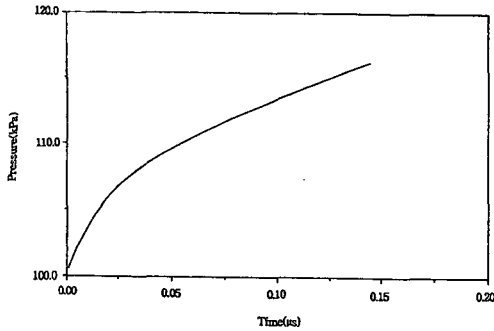


Fig. 5 System pressure change due to bubble evolution for actuator with working fluid of methanol

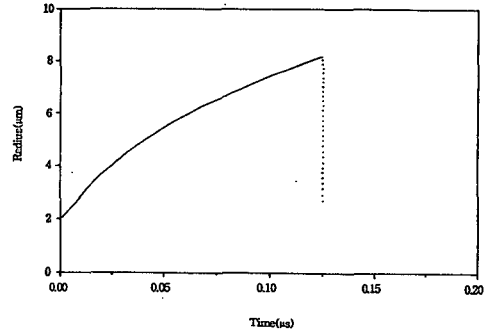


Fig. 6 Bubble radius change during growth(—) and collapse(···) phase for actuator with working fluid of methanol

액추에이터의 경우 기포의 성장에 따라 시스템 압력이 급격하게 증가하고 있음을 알 수 있다. 이때 최대압력도 116 kPa로 작동유체가 FC-72인 액추에이터의 경우보다 크게 나타나고 있다. 또 기포의 급속한 팽창때문에 팽창 과정이 끝날 때 증기의 온도는 약 -20°C 가 되는데, 이는 메탄올 증기가 균일한 응축이 시작되는 온도보다도 상당히 낮은 값이다. 예를 들어 기포의 온도 $T_b = -16^{\circ}\text{C}$, 기포의 압력 $P_b = 143 \text{ kPa}$ 인 메탄올 증기의 임계 액적 반경은 약 $2.16 \times 10^{-10} \text{ m}$ 로 이러한 조건에서는 하나의 분자가 단독으로 응축이 가능함을 의미하며, 이에 상응하는 핵생성율은 약 $1.4 \times 10^{34} / \text{m}^3\text{s}$ 가 된다. 이 값을 이용하면 반경이 $8 \mu\text{m}$ 인 기포내의 메탄올 증기가 완전히 응축되기 위해서는 16 ns 이 걸린다.

Fig. 6은 메탄올의 기포가 성장할 때 시간에 따라 기포 반경이 증가하다가 붕괴과정에서 뚝 떨어지고 있음을 보여주고 있는데, 이는 메탄올의 균일 응축에 기인한다.

지금까지의 결과를 정리하면, ‘(1) 기포형성을 위한 지연시간은 히터에 대한 입력전류로 조절할 수 있다’, ‘(2) 그러나 기포의 성장과 붕괴에는 히터에 대한 입력전류가 그리 큰 영향을 끼치지 못한다’고 할 수 있다. 한편 위에서 나타낸 히터에서의 전류 펄스와 시스템에서의 압력 사이의 특성을 이용하면, 기포형성에 의한 액추에이터의 구동 제어체계는 다음과 같이 가시화할 수 있다.

Fig. 7은 작동유체가 FC-72인 경우에 히터 위에서의 기포형성에 필요한 전류 펄스와 기포의 성장과 붕괴에 따른 압력 펄스의 시간과의 관계를 도식적으로 나타낸 것이다. 이 때 입력전류가 19.77 mA 이면 전류펄스 시간은 약 $23.2 \mu\text{s}$ 이고, 그 후에 나

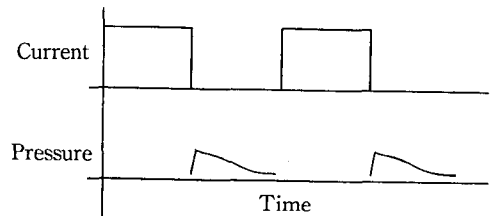


Fig. 7 Control scheme for actuator with working fluid of FC-72. The current and pressure pulse duration are 23.2 and $3.51 \mu\text{s}$ respectively

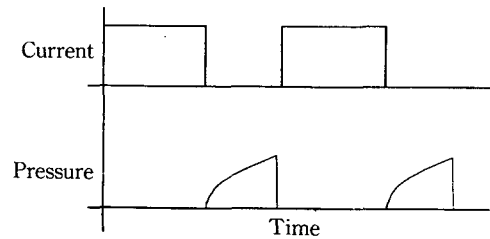


Fig. 8 Control scheme for actuator with working fluid of methanol. The current and pressure pulse duration are 21.0 and $0.15 \mu\text{s}$ respectively

타나는 압력 펄스는 $3 \mu\text{s}$ 정도가 된다. Fig. 8에서와 같이 작동유체가 메탄올인 경우에 입력전류 20.85 mA 에 대한 전류 펄스 시간은 약 $21.0 \mu\text{s}$ 이고, 압력 펄스는 매우 짧다.

본 연구에서는 히터에 대한 입력전류가 기포가 성장하는 초기 단계 후에는 단락되는 것으로 하였지만, 만약 기포형성이 이루어진 후에도 히터에 전류가 계속 흐른다면 미소층(microlayer)에서의 기화⁽¹⁸⁾는 기포역학 해석에 포함되어야 할 것이다. 그리고 이러한 미소층에서의 기화는 기포의 크기와 시스템 압력을 제어하는데 중요하므로 실험을 포함한 연구가 병행되어야 한다고 생각한다.

5. 결 론

본 연구에서는 기포로 구동되는 마이크로 액추에이터를 개념적으로 설계하여 기포의 성장과 붕괴에 따른 동작기구를 수치 및 해석적인 방법으로 연구하였다.

그 결과, 히터에 있어서 기포성장에 필요한 전류의 펄스 작용시간을 계산하였고, 마이크로 라인히터에서의 기포형성 지연시간은 입력 전류에 상당히 민감하며, 액추에이터 구동기구의 결정적인 요소가 됨을 알 수 있다. 또한 본 연구에서는 기포로 구동되는 액추에이터의 구동 제어체계를 히터로 흘리는 전류 펄스와 시스템에서의 압력사이와의 특성으로 가시화하였다. 따라서 본 연구에서 개념적으로 설계된 액추에이터는 액체를 정량적으로 수송할 필요가 있는 시스템에 응용될 수 있을 것으로 판단된다.

참고문헌

- (1) Lin, L., Pisano, A. P. and Lee, A. P., 1991, "Microbubble Powered Actuator," *Digest IEEE Int. Conf. on Solid-State Sensors and Actuators*, pp. 1041~1044.
- (2) Ji, J., Chaney, L. J., Kaviany, M., Bergstrom, P. L. and Wise, K. D., 1991, "Microactuation Based on Thermally-Driven Phase Change," *Digest IEEE Int. Conf. on Solid-State Sensors and Actuators*, pp. 1037~1040.
- (3) Lin, L. and Pisano, A. P., 1991, "Bubble Forming on a Micro Line Heater," *Micromechanical Sensors, Actuators, and Systems*, DSC-Vol. 32, pp. 147~163.
- (4) Oh, S., Seung, S. and Kwak, H., 1992, "A Model of Bubble Nucleation on a Micro Line Heater," in *Micromechanical Systems* (DSC-Vol. 40) ed. by D. Cho et al., pp. 313~328.
- (5) Kwak, H. and Lee, S., 1991, "Homogeneous Bubble Nucleation Predicted by a Molecular Interaction Model," *J. Heat Transfer*, Vol. 113, pp. 714~721.
- (6) Kwak, H., Oh, S. and Hong, J., 1991, "Thermal Damping Effect on an Oscillating Bubble in Hot Incompressible Medium," *ASME Paper # 91-WA-HT-2*.
- (7) Abraham, F. F., 1974, *Homogeneous Nucleation Theory*, Academic Press.
- (8) Mastrangelo, C. H., 1990, "Thermal Applications of Microbridge," Ph. D. Thesis, U. C. Berkeley, USA.
- (9) Kwak, H. and Panton, R. L., 1985, "Tensile Strength of Simple Liquids Predicted by a Model of Molecular Interactions," *J. Phys., D: Appl. Phys.*, Vol. 18, pp. 647~659.
- (10) Blander, M. and Katz, J. L., 1975, "Bubble Nucleation in Liquids," *AIChE J.*, Vol. 21, pp. 833~848.
- (11) Roache, P. J., 1976, *Computational Fluid Dynamics*, Hermosa Publishers, Albuquerque, USA.
- (12) Theofanous, T., Biasi, L. and Isbin, H. S., 1969, "A Theoretical Study on Bubble Growth in Constant and Time Dependent Pressure Fields," *Chem. Eng. Sci.*, Vol. 24, pp. 885~897.
- (13) Finch, R. D. and Neppiras, E. A., 1973, "Vapor Bubble Dynamics," *J. Acoust. Soc. Am.*, Vol. 53, pp. 1402~1410.
- (14) Moody, F. J., 1991, *Non-Intuitive Bubble Effects in Reactor and Containment Technology*, in Fluid Engineering, Korea-US Progress, ed. by J. H. Kim et al., Hemisphere Publishing Co., pp. 409~426.
- (15) Carey, V. P., 1992, *Liquid-Vapor Phase-Change Phenomena*, Hemisphere Publishing Co..
- (16) Asai, A., 1991, "Bubble Dynamics in Boiling under High Heat Flux Pulse Heating," *ASME/JSME Thermal Engineering Proceedings*, Vol. 2, pp. 269~274.
- (17) Zdeblik, M. J. and Angell, J. B., 1987, "A Microminiature Electric-to-Fluidic Valve," *Tech. Digest of 4th International Conference on Solid-State Sensors and Actuators*, June 2-5, Tokyo, pp. 827~829.
- (18) Guo, Z. and El-genk, M. S., 1991, "A Study of Liquid Microlayer Evaporation on a Horizontal Heated Surface," in *Micromechanical Sensors, Actuators, and Systems*, DSC-Vol. 32, pp. 77~88.