

주기 발열 파형을 이용한 열식 질량 유량계의 특성에 관한 수치적 연구

전홍규[†]·오동욱*·박병규**·이준식**

A numerical study on the characteristics of a thermal mass air flow sensor with periodic heating pulses

Hong Kyu Jeon, Dong Wook Oh, Byung Kyu Park and Joon Sik Lee

Key Words: Thermal mass air flow sensor(열식 질량 유량계), Periodic heating pulse (주기 발열 파형), Thermal time-of-flight(열적 비행 시간), Thermotransfer(열전사)

Abstract

Numerical simulations are conducted for the analysis of a thermal mass air flow sensor with periodic heating pulses on silicon-nitride (Si_3N_4) thin membrane structure. This study aims to find the locations of temperature sensors on the thin membrane and the heating pulse conditions, that the higher sensitivity can be achieved, for the development of a MEMS fabricated mass air flow sensor which is driven in periodic heating pulse. The simulations, thus, focus on the membrane temperature profile according to variation of the flow velocity, heating duration time and imposed power. The flow velocity of the simulations is ranging from 3 m/s to 35 m/s, heating duration time from 1 ms to 3 ms and imposed power from 50 mW to 90 mW. The corresponding Reynolds numbers vary from 1000 to 10000.

기호설명

ΔT : 상·하류 온도차이 (K)

Δt : 열적 비행시간 차이

Δs : 히터와 온도 센서 간격

up : 상류 (upstream)

down : 하류 (downstream)

1. 서론

유량측정은 산업이나 연구에 있어 가장 기본이

되는 측정 요소 중 하나이다. 특히 유량 측정 센서는 자동차 엔진의 공연비 제어, 반도체 공정 설비 제어, 의료 기기, 대기환경 측정 등 다양한 분야로 활용됨에 따라 점차 정밀하고 미소 유량 측정이 요구되었으며, 간단하고 작은 구조로 센서를 제작하는 기술이 중요하게 되었다. 이는 반도체 제조 공정 기술과 접목하여 보다 간단하고 작은 구조를 가진 향상된 성능의 유량센서를 저비용으로 대량 생산 할 수 있게 되었다. 반도체 공정을 이용한 유량센서는 측정 방식에 따라 크게 열식과 비열식으로 나뉘며 비열식의 경우 크게 유체의 저항력, 압력차이, 코리올리(Coriolis)원리 등을 이용한 측정법이 적용되고 있다. 열식의 경우에는 작동 원리에 따라 열선(hot-wire)을 이용한 열손실 원리, 열량을 이용한 열전사(thermotransfer) 원리, 경계층 내부 마이크로 열전사 원리, 주기 발열 파형의 열적 비행시간(thermal time-of-flight) 원리 등을 이용한 유량 측

[†] 비회원, 서울대학교 대학원 기계항공공학부

E-mail : yakumo7@snu.ac.kr

TEL : (02)880-7123 FAX : (02)875-6632

* 서울대학교 대학원 기계항공공학부

** 서울대학교 기계항공공학부

정법이 주로 이용되고 있으며, 온도를 측정하는 방법에 따라서는 열저항(thermoresistive), 열전(thermo electrical)현상, 열전자(thermo electronical), 초전도(pyroelectrical) 등을 이용하는 방식으로 세분화 된다. 또한 히터 가열 방식에 따라 균일 온도, 균일 열유속, 주기 발열, AC 발열 등으로 구분된다. 이때 비열식의 경우 원리상 작동 유체의 온도 변화에 따른 밀도 변화에 민감한 단점이 있어 미소 유량 측정 또는 기체 유량 측정에는 열식 방법이 주로 이용되고 있다.^(1,2) 열식 질량유량 센서는 기본적으로 실리콘 기판으로부터 단열이 잘 되는 구조 위에 열을 발생하는 히터부와 유속의 변화에 따른 온도 변화를 측정하는 온도 센서부로 구성되어 있다. 단열 구조는 기판 내부로의 열전달 보다 유체로의 열전달을 크게 하여 유체 속도 측정 감응도(sensitivity)를 극대화하기 위해 사용되며, 마이크로브리지(microbridge)와 멤브레인(membrane) 형태의 구조가 많이 사용된다.⁽³⁾ 반도체 공정에서는 주로 열 및 전기 전도도가 낮은 유전체 물질인 질화실리콘(Si_3N_4) 또는 산화실리콘(SiO_2)으로 만든 구조를 사용하여 단열과 절연을 동시에 만족하도록 제작하고 있다. 이때 질화실리콘의 열전도도는 약 $2.31 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ 으로 실리콘의 열전도도 $150 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ 에 비해 매우 작은 값을 갖는다.

기존의 연구들은 보통 히터부의 균일한 온도 또는 열유속 조건에 대한 질량 유량센서 개발과 연구가 대부분이며 주기 발열을 이용한 질량 유량센서에 대한 연구는 미비한 편이다. 주기 발열 파형을 이용한 유량센서는 Fig. 1의 개략도와 같이 히터로부터 발생한 발열 파형이 Δs 만큼 떨어져 있는 온도 센서에 도달하는 시간 Δt 와 온도를 측정하는 것이다. 여기서 측정된 신호는 내부 유동의 열확산(thermal diffusion)에 의해 변형되며, 유속의 변화에 따라 Δt 가 달라지므로 열적비행시간(thermal time-of-flight) 차이가 발생하게 되며 이를 이용하여 유속을 측정할 수 있다. 또한 유속에 따라 측정되는 최대 신호도 변하게 되어 열적비행시간과 동시에 마이크로 열전사 방법으로도 유속을 측정할 수 있다.^(2,4)

결국 히터로부터 발생한 발열 파형을 측정하는 위치와 발열 파형의 형태는 유량 센서에서 측정 민감도를 결정하는 요소가 된다.

따라서 본 연구는 멤브레인 구조 위에 주기 발

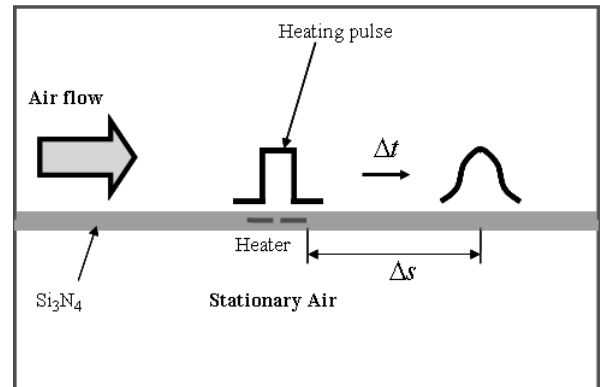


Figure 1 Thermal time-of-flight measurement

열 파형으로 가열되는 히터와 좌우에 배치된 온도센서가 설치된 형태의 열식 질량 유량센서에 대한 2차원 수치해석을 하고자 한다. 이를 통해, 유속 변화에 따라 높은 민감도를 갖는 히터 주변의 상·하류 온도 측정 센서 위치와 주기 발열 파형의 형태를 제안하여 반도체 공정을 이용한 열식 질량 유량 센서의 설계 및 측정 성능 향상 인자를 제공하고자 한다.

2. 수치해석 방법 및 조건

2.1 수치해석 방법

본 연구는 유속 변화 및 주기 발열 파형의 형태에 따른 멤브레인의 온도 분포를 수치해석의 기법을 통해 얻는 것을 목적으로 한다.

본 연구의 수치해석은 2차원으로 하며, 전체 유량센서 중 실리콘 기저를 가지지 않는 질화실리콘 멤브레인을 기준으로 위쪽의 흐르는 공기 유동 부분과 아래쪽의 정체된 공기가 있는 부분을 포함하도록 설정하였다. 이는 전체 유량센서를 도메인으로 설정할 경우 많은 수의 격자수가 필요하여 계산 시간이 많이 걸리기 때문에, 실제 유량 센서에서 중요하게 작동하는 부분만을 선별하여 계산하였다. 여기에서 전체 도메인 크기는 가로 $1000 \mu\text{m}$, 세로 $1100 \mu\text{m}$ 로 하였다. 멤브레인의 위치는 바닥에서 $500 \mu\text{m}$ 로 하여 실제 반도체 공정에서 사용하는 일반 실리콘 웨이퍼의 두께를 고려하였다. 멤브레인의 총 두께는 $2 \mu\text{m}$ 로 하고, 멤브레인의 중간에 유동방향으로 두개의 히터가 있는 것으로 가정하였다. 따라서 히터를 기준으로 위와 아래에 각각 $1 \mu\text{m}$ 의 질화실리콘 층이 있게 되며 공기 유동은 멤브레인 윗면으로부터

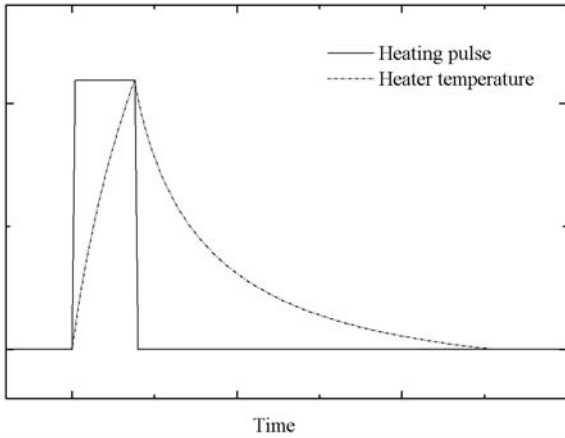


Figure 2 Heating pulse and temperature

600 μm 가 되도록 하였다. 격자 생성은 상용 소프트웨어인 GAMBIT을 사용하였으며, 생성된 격자는 상용 CFD 소프트웨어인 FLUENT 6.0을 이용하여 계산하였다. 본 계산에 앞서 격자 테스트를 통해 충분한 격자수와 간격을 가질 수 있도록 하였으며, 이를 통해 가로 300, 세로 220개의 격자를 두어 총 약 6.6만개의 격자를 생성하였다. 이때 히터 주위와 멤브레인 막 주변에 격자 간격을 좁게 생성하여 유동 및 에너지 방정식을 계산하는데 있어 발생할 수 있는 오류를 줄일 수 있도록 하였다. 이때 유동과 에너지 계산은 2차 상류도식(upwind scheme)과 SIMPLE 압력-속도 커플링 기법을 사용하였다.

계산 모델은 레이놀즈수에 따라 층류와 기본 $k-\epsilon$ 난류모델을 사용하였다. 난류 강도(turbulent intensity)는 5%로 가정하여 계산을 수행하였다.

2.2 수치해석 조건

유동의 경계조건의 경우에는 선행계산을 통해 해당하는 속도에 대한 평균 유동을 계산하여 평균 끝단으로부터 3.5 mm 에 해당하는 유동장을

Table 1 Thermal properties of material

Material	Density (kg/m ³)	Specific heat (J/kg-K)	Conductivity (W/m-K)
Air	1.225	1006.43	0.0242
Si	2330	712.5	150
Si ₃ N ₄	3184	710.61	2.31

본 연구에서 수행하려는 도메인의 입구 경계 유동 조건으로 하였다. 여기에 해당하는 레이놀즈(Reynolds)수는 약 1000 에서 10000 까지의 범위를 가지고 있다. 출구 경계 조건은 FLUENT에서 일반적으로 관내 발달유동 또는 평판 유동의 출구 경계 조건에 사용하는 pressure-outlet 조건으로 하였다. 또한 멤브레인의 아래 부분은 정체된 공기로 유동이 없는 조건으로 설정하였으며 기저 물질인 실리콘의 온도 경계는 300 K 로 균일하게 유지하도록 하였다.

히터는 Fig. 2 과 같이 발열 파형의 형태에 따라 가열(heating)과 냉각(cooling)을 반복하도록 하였으며 한 주기 동안의 발열 파형을 수치해석 하였다.

일반적으로 유체에서 열의 전달이 전도에서 자연대류로 변화하는 기준을 나타내는 값으로 레일리(Rayleigh)수를 사용하는데, 균일 온도일 경우에는 약 1300 이며, 균일 열유속일 경우에는 1700 이 임계(critical) 레일리수로 알려져 있다.⁽⁴⁾ 본 연구 조건에서 레일리수는 500 이하로 자연대류의 영향이 작아 전도의 영향만 고려하도록 하였다.

작동 유체인 공기와 기저 물질인 실리콘 그리고 멤브레인의 구성물질인 질화실리콘의 열물성치는 Table 1 과 같다.

3. 결과 및 고찰

3.1 해석 결과

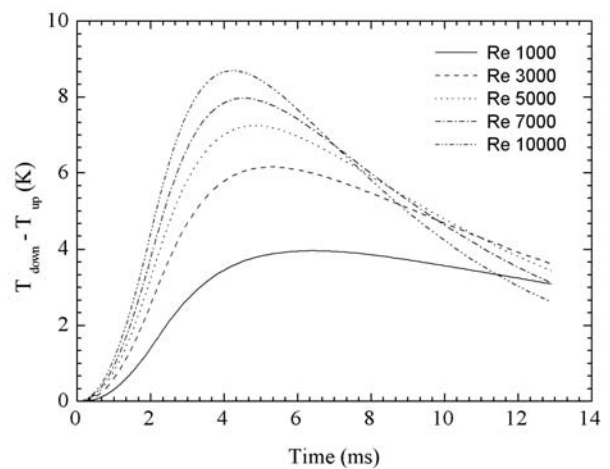


Figure 3 Temperature difference with the passage of time at 100 μm distance with 70 mW, 2 ms duration heating pulses

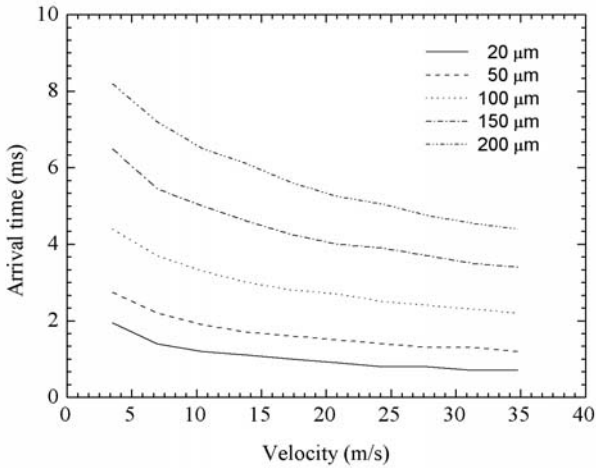


Figure 4 Thermal time-of-flight to variation of flow velocity with 70 mW, 2 ms duration heating pulses

위에서 설명한 수치해석 방법과 조건을 사용하여 유속 변화에 따른 주기 발열 파형으로 가열하는 히터 주변의 멤브레인 온도 분포를 수치 해석하였다. 각 멤브레인 지점에서의 온도 변화는 히터로부터 떨어져 있는 거리에 따라 달라지며 속도가 증가할수록 히터를 기준으로 상류(upstream)의 온도 강하가 하류(downstream)의 온도 강하보다 더 크게 나타났다. 또한 상류의 멤브레인 온도는 유동 속도가 증가할수록 전체 지점에서 감소하는 경향을 보이고 있으며, 하류의 온도는 유동 속도가 증가할수록 감소하다 일정 거리 이상에서는 오히려 증가하는 모습을 보이고 있다. 유동 속도가 증가할수록 상류는 대류 냉각 효과가 강해져 온도가 감소하고 있으며, 하류의 경우 히터에서 발생한 열이 대류에 의해 전달되어 가열 효과가 발생하므로 온도 감소가 크지 않게 된다. 또한 하류의 끝단에서는 유동 공기에서 멤브레인 으로 대류 가열 효과가 나타나서 유동 속도가 증가할수록 온도가 증가하는 모습을 보이고 있다.

이는 상류의 냉각 효과가 하류의 가열 효과보다 크다는 것을 의미하며, 질량 유량계의 응답은 상류에 설치된 온도 센서에 의해 주도적으로 결정된다.⁽⁵⁾ 따라서 질량 유량을 측정하는데 있어 하류영역보다 상류영역의 온도 변화가 주가 되며, 측정 민감도 향상과 측정 영역 확장을 위해 상류와 하류의 온도 차이를 이용한다.⁽⁶⁾ 유속의 변화에 따른 시간에 대한 상·하류의 온도 차이는 Fig. 3 과 같다. 여기에서 x축은 시간을, y축은 히

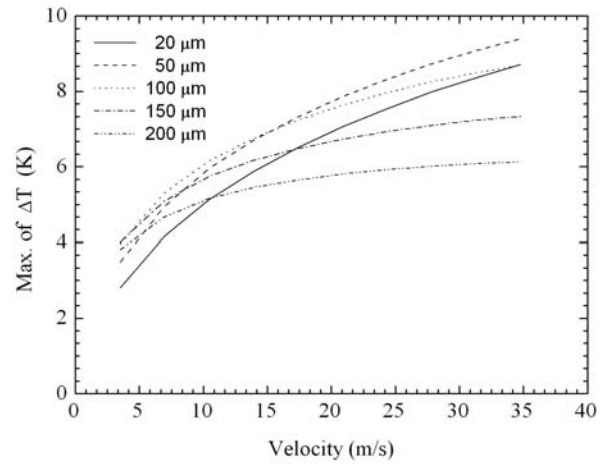


Figure 5 Maximum temperature difference to variation of flow velocity with 70 mW, 2 ms duration heating pulses

터로부터 동일 거리 위치에서 상류와 하류의 온도 차이를 의미한다. 이때 히터로부터 떨어진 거리는 100 μm 이며 파형의 가열시간은 2 ms, 주어진 전력은 70 mW 로 하였다. 유속이 증가할수록 열적 비행시간 Δt 는 줄어들며, 온도 차이의 최대값과 온도 변화율은 증가하는 모습을 볼 수 있다. 이는 유속 증가에 따라 열적 확산의 영향이 줄어들어 상대적으로 유체로의 열 손실이 감소하였기 때문이다. 그리고 히터에서 떨어진 거리에 따른 열적 비행시간은 Fig. 4 와 같이 히터와 온도 센서 사이의 거리 Δs 가 증가할수록 파형의 도달 시간이 늘어나며 유속 증가에 따른 변화율이 커진다. 따라서 온도 센서가 히터로부터 멀리 떨어질수록 열적 비행시간 원리를 이용한 측정이 유리하다. 하지만 Fig. 5 와 같이 온도 센서에 도달하는 파형의 최대 온도 차이는 비교적 히터로부터 가까운 거리에서 속도에 따른 변화가 크며 일정 거리 이상에서는 변화율이 점점 작아지고 있다. 이는 히터로부터 일정 거리 이상 떨어질 경우 열확산의 영향의 증가로 인해 많은 열이 손실되어 온도 상승이 크지 않아 유속 변화에 따른 온도 변화가 작게 된다. 따라서 주기 파형을 이용한 열식 질량 유량센서는 열적 비행시간과 마이크로 열전사 원리를 동시에 이용할 수 있으며, 측정 센서의 위치에 있어서는 열적 비행시간 원리를 이용할 경우 속도에 따른 시간 변화율이 큰 위치, 즉 히터에서 멀리 떨어진 위치에 온도센서를 설치하는 것이 측정에 유리하다. 또한, 마이크로 열전사 원리를 이용할 경우에는 속도에 따른

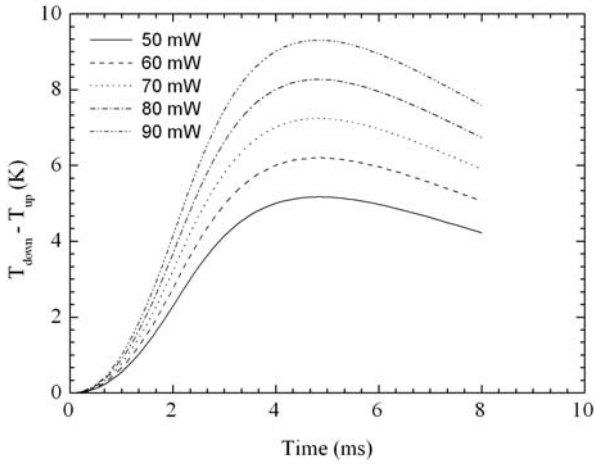


Figure 6 Temperature difference with the passage of time at 100 μm distance with various powers, 2 ms duration heating pulses

상·하류의 온도 변화율이 큰 위치, 즉 히터에서 비교적 가까운 위치에 온도센서를 설치하는 것이 측정 민감도를 높이는데 유리하다. 하지만, 파형의 도달 시간과 최대 온도 차이를 실제 측정하는데 있어 크로스토크(cross talk)가 발생하여 도달 시간이 큰 위치에서는 온도 차이 변화율이 작으며, 최대 온도 차이가 큰 위치에서는 도달 시간이 매우 작게 된다. 이를 향상시키기 위해서는 히터에 공급되는 발열 파형을 조절하는 방법으로 극복할 수 있으며 주기 발열 파형을 이용한 열식 질량유량센서의 민감도를 높이는데 있어 발열 파형에 대한 해석도 중요한 요소가 된다.

3.2 발열 파형 크기의 영향

주기 발열 파형 크기의 변화가 열적 비행시간 또는 마이크로 열전사를 이용한 열식 질량 유량 센서의 측정 성능에 미치는 영향을 알아보려고 한다. 발열의 크기에 따른 영향은 Fig. 6 에서 보는 바와 같이 일정한 유속(Re 5000)에서 히터에 인가된 전력의 크기가 50 mW 에서 90 mW 로 증가함에도 발열 파형의 도달 시간은 변하지 않는 모습을 볼 수 있다. 결국, 인가된 전력의 크기는 열적 비행시간에 독립적이다. 따라서 열적 비행시간 원리를 이용할 경우 앞서 살펴본 바와 같이 히터에서 먼 위치에서 파형 도달 시간을 측정할 때 열확산에 의해 온도 차이가 낮아지는 단점이 있으나, 히터에 인가하는 전력의 크기를 증가시킴으로써 이러한 단점을 보완할 수 있다.

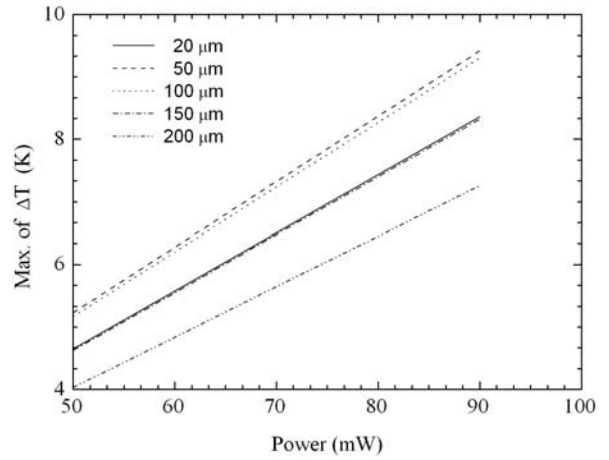


Figure 7 Maximum temperature difference to variation of power with 2 ms duration time and Re 5000

마이크로 열전사 원리를 이용할 경우 발열 크기의 증가에 따라 상·하류의 온도 차이는 Fig. 7 와 같이 선형적으로 증가하며 온도 측정 위치에 따라 온도 차이 최대값이 달라진다. 히터에 공급된 각 인가 전력에서, 온도센서 위치의 증가에 따라 온도 차이는 증가하다 일정 위치 이상에서는 오히려 감소하는 경향을 보이고 있으며, 온도센서가 히터로부터 50 ~ 100 μm 떨어진 위치에서 가장 큰 상·하류 온도 차이를 가지고 있다. 결국, 마이크로 열전사 원리를 이용할 경우 히터에 인가된 전력을 증가시킴으로써 온도 차이 최대값을 증가시켜 측정 민감도를 높일 수 있다.

3.3 발열 지속 시간의 영향

주기 발열 파형에서 발열 지속 시간의 변화가 열적 비행시간 또는 마이크로 열전사를 이용한 열식 질량 유량 센서의 측정 성능에 미치는 영향을 알아보려고 한다.

유동 속도가 일정한 상태에서 히터에 인가되는 발열 지속시간이 증가함에 따라 온도 센서에 도달하는 열적 비행시간은 Fig. 8 과 같이 감소한다. 여기서 x축은 히터에 인가된 발열이 중지된 시간 이후를 나타낸다. 결국, 발열 지속 시간이 증가할수록 상·하류의 온도 차이는 공급된 에너지의 증가로 인해 커지게 되며 열적 비행시간은 약간 감소하게 된다. 또한 온도 변화율이 커지므로 온도 차이가 최대일 때의 시간 측정 민감도가 증가하게 된다. 결국, 열적 비행시간 원리와 마이크

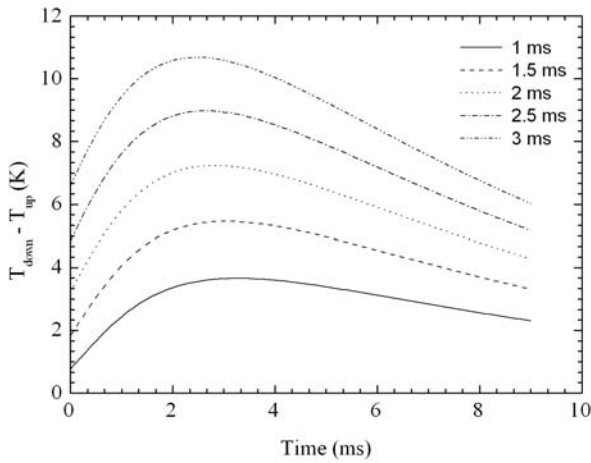


Figure 8 Temperature difference after turning off the heating at 100 μm distance with various heating duration time (Re 5000)

로 열전사 원리로 유량을 측정하는 열식 질량 유량 센서에서 히터에 공급하는 발열 시간을 증가 시킴으로써 유속 변화에 따른 시간 또는 상·하류 온도 차이를 측정하는 민감도를 높일 수 있다.

4. 결론

본 연구를 통해 멤브레인 구조 위에서 주기 발열 파형으로 가열되는 히터 주변에 대한 온도 분포를 수치해석 방법으로 계산하였다. 이를 통해 유속 변화에 따른 열식 질량유량센서의 측정 민감도를 높이는 온도 측정 센서의 위치를 선정하였으며 발열 파형의 크기 및 발열 지속 시간의 영향에 대해 다음과 같은 결과를 얻었다.

(1) 유속 증가에 따라 발열 파형이 온도 센서에 도달하는 시간이 감소하고 있으며, 냉각 효과가 증가하여 상·하류 온도 차이가 커진다.

(2) 히터에서 거리가 멀어질수록 열적 비행시간이 증가하며 열 확산에 의해 파형의 변형도 커지게 된다. 온도 센서에 도달하는 파형의 최대 온도 차이는 비교적 히터로부터 가까운 거리에서 속도에 따른 변화가 크며 일정 거리 이상에서는 변화율이 점점 작아지고 있다.

(3) 발열 파형의 크기 증가에 따라 열적 비행시간은 독립적이며 상·하류의 온도 차이는 선형적으로 증가한다. 발열 지속 시간의 증가는 비행시간의 감소와 온도 차이의 증가를 야기한다.

후 기

이 연구는 2005년도 서울시 산학연 협력사업의 신기술 연구개발 지원사업으로 수행되었습니다.

참고문헌

- (1) Nguyen, N. T., 1997, "Micromachined Flow Sensors - A review," *Flow Meas. Instrum.*, Vol. 8, No. 1, pp. 7~16.
- (2) Ashauer, M., Glosch, H., Hedrich, F., Hey, N., Sandmaier, H. and Lang, W., 1999, "Thermal flow sensor for liquids and gases based on combinations of two principles," *Sensors and Actuators*, 73, pp. 7~13.
- (3) Qiu, L., Hein, S., Obermeier, E., Schubert, A., 1996, "Micro gas-flow sensor with intergated heat sink and flow guide," *Sensors and Actuators*, A 54, pp. 547~551.
- (4) Sparrow, E. M., Goldstein, R. J. and Jonsson, V. K., 1964, "Thermal instability in a horizontal fluid layer : effect of boundary conditions and non-linear temperature profile," *J. Fluid Mechanics*, Vol. 18, pp. 513~528.
- (5) Sabate, N., Santander, J., Fonseca, L., Gracia, I. and Cane, C., 2004, "Multi-range Silicon Micromachined Flow Sensor," *Sensor and Actuators A* 110, pp. 282~288.
- (6) Shin, W. C. and Besser, R. S., 2006, "A micromachined Thin-film Gas Flow Sensor for Microchemical Reactors," *J. Micromech. Microeng.*, 16, pp. 731~741.