

## 반밀폐형 공간에서 비등온 고농도 연무의 배연산출량 산정을 위한 Froude 상사연구

장혁상<sup>†</sup> · 최병일\* · 박재철 · 김명배\*

영남대학교 건설환경공학부 · 환경에어로졸공학연구소 · \*한국기계연구원 열유체공정기술연구부

(2005년 6월 30일 접수, 2005년 8월 21일 채택)

### The Froude Scaling Study on the Ventilation of Non-isothermal Concentrated Fume from the Semi-closed Space

Hyuksang Chang<sup>†</sup> · Byung-Il Choi\* · Jae-Cheul Park · Myung-Bae Kim\*

Environmental Aerosol Engineering Laboratory, School of Civil and Environmental Engineering, Yeungnam University

\*Department of Thermo-Fluid System, Korea Institute of Machinery & Materials

**ABSTRACT** : The Froude scaling between the prototype and the model was tried to estimate the necessary ventilation rate for non-isothermal concentrated fume from the semi-closed inner space. Based on the non-dimensional similitude equations derived from the Zukoski plume rise analysis, the scaling experiments were done to verify the relationship of the non-dimensional energy release rate and the non-dimensional mass flow rate by using two different scaled volume models, model A (1 m×1 m×1 m) and model B (0.5 m×0.5 m×0.5 m). The experimental results showed that the theoretical similitude between the models is acceptable for the prediction of ventilation rate of the concentrated fume. The maximum energy release rate used for the experiments was 20 kW/m<sup>3</sup>. In the experimental range, the similitude between the energy release rate and the ventilation mass flow rate was well defined and the necessary ventilation rates were 20 - 30% higher than the stoichiometric ventilation mass flow rate. Based on results of current study, the design of the local air ventilation system can be improved by correcting the effects of buoyancy and diffusion of the non-isothermal concentrated fume.

**Key Words** : Local Air Ventilation, Froude Scaling, Energy Release Rate, Similitude

**요약** : 반 밀폐형 공간에서 발생하는 비등온 고농도의 연무를 제거하기 위해 필요한 배연량 산정을 위한 실험과 모형사이의 Froude 상사연구를 시행하였다. Zukoski의 연무상승 방정식을 기반으로 하는 무차원 상사방정식을 구성한 다음 체적 1 m<sup>3</sup> (1 m×1 m×1 m)인 모형 A와 체적 0.125 m<sup>3</sup> (0.5 m×0.5 m×0.5 m)인 모형 B를 사용하여 기하학적 상사성에 따른 파라메터인 무차원 에너지 방출률과 무차원 질량유량과의 상관관계를 실험적으로 평가하였다. 실험적 결과는 고농도 배연에 관련하여 구성된 이론적 상사가 타당함을 보여주었고 본 연구에서 구성된 이론적 방정식이 범용으로 적용될 수 있음을 보여 주었다. 본 연구의 실험조건에서 제어 공간에 투입된 최대 에너지량은 20 kW/m<sup>3</sup>이며 이 범위 이하의 열량 투입조건에서 배연량 대비 에너지 투입량 간의 상사가 잘 이루어졌다. 연구 범위의 에너지 투입조건에서 열적영향에 의한 필요 배연량의 증가는 단순한 양론적 추정 배연량에 비해 20-30% 추가되는 것으로 나타났다. 본 연구 자료를 바탕으로 고농도 비등온 조건에서 열부력 및 확산효과에 의해 이탈되는 제어대상 연무를 효율적으로 제어하기 위한 국소배기시스템의 설계 개선을 가져 올 수 있다.

**주제어** : 국소배기, Froude 상사, 에너지 방출률, 상사

## 1. 서론

국소 배기시스템의 적절한 운영은 작업공간의 오염을 방지하거나 작업자의 보건학적 안전을 위해 대단히 중요하다. 이러한 국소배기시스템의 설계 및 운영에 있어 가장 기초적인 검토요소는 제어대상이 되는 기체상 오염물질을 제어하기 위해 발생 오염원 주변의 희석 공기량을 고려한 정확한 배기량을 산정하는 문제가 중요한 요소가 된다. 일반적인 경우 국소배기시스템은 제어대상의 오염기체가 등온상태라

든가 오염물의 기체농도가 낮은 경우에 대해 적용되고 있고 이러한 일반적 경우의 국소배기시스템에서의 흡입 기체량에 대한 정보는 ACGIH(American Conference of Governmental Industrial Hygienists)에 의해 1951년에 초판이 발행된 이후 2004년에 25판까지 발행한 Industrial Ventilation<sup>1)</sup>에 집대성 되어 현장의 표준 실무 지침서로서 널리 사용되고 있다. 그렇지만 이러한 표준적 설계자료는 특수한 경우의 국소배기조건이 있는 현장에서는 충분한 정보를 제공해주지 못하고 있다. 예를 들어 용해로가 가동되는 주물공장 작업장의 용해로에 주물이 장입될 때 발생하는 연무를 제어하기 위해 운영되는 국소배기시스템의 경우 비등온 고농도 조건의 연무거동에 대한 검토 없이 저용량으로 설계된 국소배기시스템이 운영되는 경우가 빈번하며 작업동안 발생

<sup>†</sup>Corresponding author  
E-mail: hschang@yu.ac.kr  
Tel: 053-810-2547

Fax: 053-811-5288

된 연무가 작업장 공간으로 침투하는 문제를 일으키고 있다. 이러한 연무누출문제의 근본적 원인은 제어대상 기체가 비등은 고농도인 경우 추가적으로 작용하는 부력이나 확산 등의 영향을 고려하지 않고 단순한 배연시스템을 구성한 이유가 있기 때문인데, 이러한 경우 비등은 효과 및 농도구배 효과 등이 고려된 적절한 배연량 산정이 필요하게 되고 이를 통해 경제적이면서도 위생학적인 배연조치가 필요하게 된다.

비등은 상태이면서 아울러 농도구배를 가진 기체상 오염물질의 배기문제는 상기한 주물작업장의 경우 외에 생활공간 확충을 위해 새로운 자원으로서 활용되는 지하공간의 배기문제에서도 중요한 역할을 하게 된다. 도심화에 따른 지하공간 확충의 필요성으로 인해 일반인이 지하공간에서 체류하는 시간 역시 비례적으로 증가하고 있는 데 지하공간을 생활공간으로서 활용하기 위해서는 지하공간의 보건위생학적 안전성이나 구조적 안전성은 아무리 강조해도 지나치지 않다. 지하공간의 보건위생학적 안전성을 유지한다는 것은 다른 무엇보다도 지하공간의 공기질을 건강하게 유지하는 것을 의미하게 되는데 반밀폐된 공간 내에서 공기질을 건강하게 유지하는 조치의 중요한 요소는 환기에 관련된 기술적 제어조치가 최우선 요소라 할 수 있다. 지하공간과 같이 밀폐된 공간에 대한 환기제어는 크게 두 가지 경우를 가정하여 시행한다. 정상적인 경우의 환기와 비상시의 환기의 경우로 구분하여 제어조치를 취하는 것이 그것인데 정상적인 경우라는 것은 대상 지하공간에 체류하는 인적 물질 요소들이 보건위생학적 피해를 받지 않을 정도의 공기질이 유지되도록 환기를 하는 것을 의미하는 것으로 제어대상 오염기체가 등온상태 및 저농도로 존재하는 경우가 된다. 비상시의 환기는 밀폐된 공간에서 화재가 발생했거나 과도한 농도로 특정의 오염물질이 방출되었을 때 제어대상오염물질이 지하공간전체로 확산되어 인적물질 피해를 주는 것을 방지하기 위한 환기제어를 의미하는데 이 경우 제어대상기체는 비등은 고농도의 연무를 포함하게 된다. 후자의 경우 적절한 배기량을 파악한다는 것은 전자의 경우를 포함하여 적시에 적량 이상의 유량으로 환기하는 기술적 문제를 해결하는 의미로 대단히 중요한 관심사가 된다.

비등은 고농도의 제어대상 기체오염물에 대한 거동을 조사하는 방법으로는 연속식, 운동방정식, 에너지 및 물질보존식을 연립하여 푸는 해석적 기법과 실험 또는 모형을 이용한 실험적 기법이 있다. 해석적 기법으로는 중요하게 사용되는 수치해석의 경우 비등온장의 기체 흐름에 대하여 CFD (computation fluid dynamics) 기법을 적용해야 하는 데 비등은 상태에 적용되는 난류모델의 타당성, 오염원 발생원에서 온도 및 농도의 경계조건을 적절히 부여하는 것에 대한 제한사항이 있기 때문에 일반적으로 연소과정이 수반되는 오염원 확산해석의 보편적 계산 기법으로 적용하기가 어렵다.<sup>2)</sup> 보통 이러한 경우 이론적 해석법의 개선을 위해 단순한 기하학적 형태의 구조에 대해 실험적 연구를 수행한 후 실험적 결과와 수치해석적 결과를 비교 확장해가는 기법이 시도된다.<sup>2,3)</sup> 실험적인 연구에는 실측에 근거한 연구와 모형

실험에 의한 연구가 있는데, 특정 공간 내의 원형실험에서는 비등은 고농도의 오염원 특성상 연소가스의 속도나 온도측정, 실험조건의 변경, 실험인자의 제어 등 여러 가지 제한조건이 발생한다. 이와 반면에 적정 규모의 모형실험에서는 이러한 조건을 해결할 수 있도록 해주는 장점이 있어 실험적인 연구에서 모형실험의 역할은 중요한 의미를 가진다.<sup>4)</sup>

본 연구는 유체의 흐름에 의해 발생하는 유체항력과 비등은 유체분포에 의해 발생하는 밀도차에 의한 부력의 영향이 제어대상이 되는 연무의 거동에 어떤 영향을 주는지 축소모형을 사용하여 실험적으로 규명하고자 하는 것으로 실험의 결과를 통해 지하공간이나 반밀폐형 국소배기시스템의 후드 등에서 제어대상 연무에 대한 비등은 농도확산의 효과를 검토 교정하는 연구를 수행한다. 모형실험에서 비등은 유체의 경우 부력이 지배하는 경우에 대한 Froude 상사를 시행하는데 구체적으로는 서로 다른 크기의 축소모형 사이의 연무 발생량을 공간 내의 발열량으로 환산 대치하여 상호 비교하고 이를 바탕으로 실험에 확장 적용하는 방법을 추구한다. 모형실험에서 유속 및 시간의 관계는 1차원적인 흐름으로 단순화하여 비등은 고농도 연무의 배출량 제어에 관한 파라미터 연구를 수행한다. 연구를 통해 제시된 결과는 반밀폐형 공간에서 연소에 의해 발생하는 연무제어를 위한 배기량을 산정하는데 필요한 기준으로 사용되며 국소배기시스템의 설계인자를 개선하는데 중요한 기술적 자료를 제공할 것이다.

## 2. Froude Scaling

연소에 의해 발생된 연기의 유동은 1차적으로 열·부력에 의해 지배되므로 상사실험을 위해 Quintiere(1989)<sup>5)</sup>가 제안한 상사모델 중에서 Froude 수를 기준으로 비교하는 Froude Scaling을 이용하였다. 원형과 모델간의 Froude Scaling에 사용되는 Froude 수  $Fr$ 는 Navier-Stokes 방정식을 기초로 하여 상사방정식을 구성할 때 비등은 상태의 기체부력을 받는 연기의 거동에 지배적 영향을 주는 무차원 수가 되며 식 (1)과 같이 정의된다.<sup>6)</sup>

$$Fr = \frac{u^2}{g \cdot D} \quad (1)$$

여기서,  $u$ 는 유체의 속도,  $g$ 는 중력가속도,  $D$ 는 원형 혹은 실험모형의 유동공간의 수력학적 직경을 나타낸다. 물리적으로 보면  $Fr$ 는 유체의 흐름에 작용하는 중력과 비등은 상태에서 발생하는 부력에 의한 유체의 운동량의 비를 나타낸 것이다. 비등은 상태에서 고농도 연무의 발생량은 연소현상에 관련된 기초적 연구자료로 추정 가능한데 이에 의하면 제어공간 내의 연소 발열량이 일정하다고 가정한 경우 에너지 방출량과 배연량을 모사하기 위한 모델의 크기에 대한 에너지 방출량  $Q$ 와 발생된 연기의 평균유속  $V$  그리고 연소시간  $t$ 에 대하여 원형과 실험모형 간에 상관식이 (2)와 같이 구성된다.<sup>5)</sup>

$$\frac{Q_M}{Q_F} = \left(\frac{L_M}{L_F}\right)^{\frac{5}{2}}, \quad \frac{V_M}{V_F} = \left(\frac{L_M}{L_F}\right)^{\frac{1}{2}}, \quad \frac{t_M}{t_F} = \left(\frac{L_M}{L_F}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (2)$$

여기서 첨자  $M$ 은 모형(model)을 나타내고  $F$ 는 실험(full scale)을 나타낸다.

비등온 고농도 연무제어에 관한 실험에는 통상적으로 많은 변수들이 역할을 하게 된다. 제어대상 공간의 열손실, 연무 발생원이 되는 물질, 공간상의 산소의 공급량에 따라 연무의 발생원인이 되는 연소반응이 달라지므로 보통의 경우 공간 내부의 에너지 방출량이 일정하지 않고 이에 따라 연무의 발생량 역시 일정하지 않게 된다. 본 연구에서는 연소가 수반된 공간에 대한 배연량 산정을 위해 복잡한 오염원 발생과정 확산과정을 단순화한 상사식이 구성되었으며 이의 활용도를 판단하기 위한 파라미터(parameter) 실험연구가 수행되었는데 다음과 같은 가정이 도입되었다.<sup>3)</sup> 즉 1) 연소로 인해 발생하는 연무는 전체 배기시스템의 유동흐름 상의 축에 존재하는 점 오염에서 발생되고 정상상태라는 것 그리고 2) 연무는 밀도가 일정한 상태에서 완전 난류흐름이 되며 기체 흐름 방향의 반경방향으로의 열손실은 무시한다는 것이다. 2)의 가정은 반 밀폐된 공간에서 흐름을 둘러싸고 있는 벽면에서 열손실이 없다는 가정과 동일하다. 그리고 3) 끝으로 배연시 흐름 축의 위치에 따라 발생하는 압력변화는 배연량 교정에 영향을 줄 정도가 아닌 미소한 양으로 가정한다. 이러한 가정을 설정하면 밀폐된 체적 내의 연기거동에 관한 연속방정식, 에너지방정식이 구성이 되는 데 공간내부에 추가되는 질량을 반영하기 위해 연속 방정식의 생성항인  $\dot{m}_p$ 를 Zukoski plume 방정식을 이용하여 표현하였다.<sup>7)</sup> 반밀폐형 공간 내에서 연소에 의해 발생하는 연무의 거동이 1차원 유동을 할 경우에 대하여 열·유체의 유동장에 대한 물리현상을 해석하기 위한 지배방정식은 연속 방정식, 운동량 방정식, 에너지 방정식, 화학종의 농도를 구하기 위한 스칼라 방정식이 있다. 질량보존에 대한 연속방정식은 Zukoski<sup>7)</sup>가 제시한 방법에 따라

$$\dot{m}_e = \dot{m}_p = \dot{m} \text{ (kg/sec)} \quad (3)$$

$$\dot{m}_p = 0.21 \left( \frac{\rho_a g}{C_p T_a} \right)^{1/3} \cdot \dot{Q}^{1/3} \cdot z^{5/3} \quad (4)$$

로 구성된다.<sup>7)</sup> 여기서  $\dot{m}_e$ 는 반밀폐형 공간의 토출구에서의 배연량,  $\dot{m}_p$ 는 공간 내 연기발생량,  $\dot{m}$ 는 덕트를 따라 흐르는 배연기체의 유량을 나타낸 것이며, 식 (4)에서의  $C_p$ 는 가스의 정압비열(kJ/kg·K),  $T_a$  및  $\rho_a$ 는 표준상태에서 공간 내부로 유입되는 공기의 온도와 밀도를 각각 나타내며,  $g$ 는 중력가속도,  $\dot{Q}$ 는 공간내의 연소물의 에너지 방출량을 나타낸다.  $z$ 는 연층높이를 나타내는 것으로 1차원 흐름을 하는 반밀폐형 공간에서 연소과정으로 고농도로 연무가 발생하는 조건에서 공간내의 한 점에서의 기계적 환기에 의해

배출되는 연기 상층의 토출구 배연량과 연료의 연소에 의해 발생하는 연기발생량이 평형을 이룰 때 즉 식 (3)과 같은 조건이 이루어질 때 중력방향에 대해 연층이 형성될 수 있는 데 기준 위치에서부터 연층까지의 높이를 나타내게 된다.

에너지 평형보존에 관한 방정식은 일반적인 열적 평형관계로부터

$$\dot{Q} = \dot{m}_e C_p (T_g - T_a) + h_c A_w (T_g - T_a) \quad (5)$$

로 구성이 될 수가 있다. 1차원 흐름을 가지는 반 밀폐된 공간 내에서의 에너지 방출량은 벽경계면의 고온가스에 의한 열손실이 발생하게 되므로 이를 포함한 화재에 의한 총 에너지방출량을 식 (5)와 같이 구성할 수 있다. 식 (5)의 우변 첫 번째 항은 실온  $T_a$ 에서 연소에 의한 발생열에 의해  $T_g$ 로 변해가는 가스흐름의 온도변화에 의한 배연기체의 에너지 변화를 나타내고 우변의 두 번째 항은 시스템의 열손실을 나타내는 것으로 벽면으로 사용한 재료의 특성과 두께로 인한 열전달계수  $h_c$ 에 따른 벽 경계면의 면적  $A_w$  그리고 벽의 온도  $T_w$ 와 기체온도  $T_g$ 의 함수로 나타내진다.<sup>3)</sup>

본 연구에 사용된 Froude 수를 열원에 의해 발생하는 연층의 높이  $z$ 에 대한 공간의 체적높이  $H$ 와 에너지 방출률  $\dot{Q}$ 에 대한 비로 무차원화하면 다음과 같다.<sup>2,3,8)</sup>

$$\sqrt{Fr} \propto \frac{z}{H} \propto \sqrt{\frac{\dot{Q}^2}{H^5}} \propto \frac{\dot{Q}}{H^{5/2}} \quad (6)$$

이를 바탕으로 식 (6)의 각 항을 무차원화하면 체적의 높이 비에 따른 연층높이  $z^*$ , 에너지 방출률  $\dot{Q}^*$ , 배연률  $\dot{m}^*$ 은 각각 다음과 같이 정리된다.

$$z^* = \frac{z}{H} \quad (7.a)$$

$$\dot{Q}^* = \frac{\dot{Q}}{\rho_a C_p T_a \sqrt{g} H^{5/2}} \quad (7.b)$$

$$\dot{m}^* = \frac{\dot{m}}{\rho_a \sqrt{g} H^{5/2}} \quad (7.c)$$

무차원화 된 연층높이와 에너지 방출률, 배연률의 관계를 상기한 Zukoski 방정식 식 (4)에 적용하여 식 (8)과 같이 도출함으로써 비등온 상태에서 연무가 발생할 때 연무의 발생량을 추정 하는 매우 중요한 정보를 얻을 수 있다. 1차원 흐름의 반밀폐형 공간에서 열원에 의해 연무발생시 발생된 연기를 포함하는 비연기체의 온도변화는 식 (9)와 같이 정리된다.<sup>2,3,8)</sup>

$$\dot{m} = 0.21 \rho_a \sqrt{g} \dot{Q}^{1/3} z^{*5/3} \quad (8.a)$$

$$\dot{m}^* = \dot{Q}^{*1/3} z^{*5/3} \quad (8.b)$$

$$\frac{T_o}{T_g - T_a} = \frac{0.21z^{*5/3}}{\dot{Q}^*} + \frac{h(5-4z^*)}{\rho_a C_p \sqrt{g} H^{1/2}} \quad (9)$$

상사실험을 위한 무차원 해석에 의해 얻어진 상기 식 (7)-(9)의 결과를 바탕으로 모델을 구성하면 기하학적으로 균일하게 축소된 모형에서 벽면열전달계수  $h$ 가  $H^{1/2}$ 에 비례한다면 모형실험시 제한된 공간의 체적높이  $H^{5/2}$ 에 대해 연무발생시 연층을 일정 높이로 유지하기 위한 에너지방출량과 배연량에 대해서 다음과 같은 상사성이 성립된다.<sup>9)</sup>

$$\dot{Q} \propto H^{5/2}, \quad \dot{m} \propto H^{5/2} \quad (10)$$

### 3. 실험장치 및 방법

공기의 흐름이 중력방향에 대해 1차원 유동을 하는 반밀폐형 공간 내에서 열원에 의해 발생하는 연무의 조건별 발생량 특성을 평가하기 위한 모형실험이 수행되었다. Fig. 1은 상사실험을 위해 준비된 모형을 절개하여 입체적으로 보여주는 그림이다. 장치의 기본적 구성은 화재 연구분야에서 표준 연무발생물질로 사용되는 n-heptane을 연소시키기 위한 fuel tray와 발생한 연무를 포집하여 유량측정이 되는 송풍기로 보내는 반밀폐형 후드(hood)로 이루어진다. 연소과정에서 발생하는 연무의 양은 연무에 의해 형성되는 연층의 높이가 고정되도록 송풍기의 흡인유량을 고정된 뒤 연무로 구성된 내부용적을 추정하여 발생량을 추정하는 데 장치의 측면 벽면에 열경화 유리로 만들어진 가시화창(spy glass)을 이용하여 연층의 높이를 측정하여 연무를 포함하는 배연기체의 부피를 환산하였다. 즉 실험동안 과정에서 fuel tray에 공급된 일정량의 n-heptane이 연소하면 공기가 충분히 공급된 상태에서 n-heptane의 공급량에 따라 연무량이 비례적으로 발생하는데 이 과정에서 배연송풍기의 흡인량을 조절하므로써 가시화 창의 일정높이에서 연층이 지체하게 되는데 이때 열적 유체역학적 상관관계를 평가하여 필요 배연량을 산정하는 절차를 밟는다. n-heptane의 연소작용에 의해 연무 발생시 발열이 이루어지는데 이 과정에서 모형 내의 기체의 열적 성질이 일정 상태를 유지하도록 하고 온도변화에 의한 기체부피 유량의 변화를 최소화할 수 있도록 벽체는 두께 5 mm의 마그네슘 단열재를 사용하여 외부와의 열교환을 차단하였다. 실험 용적 내의 기체온도는 열전대를 이용하여 일정 높이 간격으로 측정하여 온도 보정시 자료로 사용하였다. 본 실험에서는 임의용적의 지하공간 혹은 반밀폐형 공간을 모사하기 위해 2가지 내부용적의 실험용 모델이 사용되었는데 내부용적이 1 m<sup>3</sup> (1 m×1 m×1 m)인 모형 A와 내부용적이 0.125 m<sup>3</sup> (0.5 m×0.5 m×0.5 m)인 모형 B가 사용되었다. 두 가지 모형을 사용한 이유는 모형과 실험과의 직접적인 비교가 불가능한 조건에서 부피비가 10 정도가 되

는 두 가지 모형에 대해 상사를 시행하므로써 그 결과를 실험에 대해 확장하고자 하는 목적이 있다. 모형 내부의 바닥면 가운데는 Fig. 1과 같이 연료가 들어있는 fuel tray가 설치되어 있고 기타의 면적에는 연소에 필요한 실내공기의 유입이 가능할 수 있도록 적당한 통풍구를 준비하였다. 모형 내부의 천장의 경우 공간내부 연기의 유동교란을 예방하고 원활한 배기가 이루어 질 수 있도록 단열재에 일정한 간격으로 직경 30 mm와 20 mm의 구멍을 만들어 baffle의 역할을 할 수 있도록 했다. 실험동안 배연기체는 유량계가 설치된 원형덕트로 이송되어 조건별 배연량을 측정하게 된다.

Fig. 2는 전체 실험장치의 개략도를 보여준다. n-heptane(C<sub>7</sub>H<sub>16</sub>, ρ=0.68-0.69 g/mL, boiling point = 98℃)을 연무를 발생시키는 열원으로 사용하였으며 모형의 바닥면 중앙에 위치한 fuel tray에 담겨 연소된다. n-heptane이 담겨진 fuel tray의 형태는 원형으로서 직경대비 높이의 비 D/H 값이 0.3을 유지하도록 하고 발열량에 따라 달라지는 증발량에 대응하기 위해 D의 크기를 5.3~27 cm 범위에서 제작하여 사용하였다. fuel tray의 상부에는 전체높이 2/3 위치에 설치된 연료공급관으로 n-heptane이 공급되고 연소과정에서 발생하는 열에 의해 야기되는 과도한 증발을 막기 위해 fume tray의 하반부는 물을 채워두었다. 연무발생과정동안 fume tray 안에 담긴 n-heptane의 소모량은 실험 동안 fuel tray 하단부에 설치된 전자저울의 시눈금이 일정 값을 유지하도록 정량펌프(metering pump, Model 7518-00, MasterFlex, USA)의 속도를 조절하므로써 간접 측정되었다. 연무 발생과정에서 연소과정이 정상상태가 되면 그 때 부터 n-heptane이 담겨져 있는 저장조 실린더의 눈금 변화를 시간으로 나누어 단위 실험동안 연료공급량을 계산하였다. 실험에서 전자저울의 눈금을 감시하면서 정상상태에 도달하였다고 판단한 이후로부터 300초 동안 연소된 정상상태에서 메스실린더에서 소모된 연료의 양을 측정함으로써 n-heptane의 증발량을 kg/cm<sup>2</sup>·sec의 단위로 측정하였다.

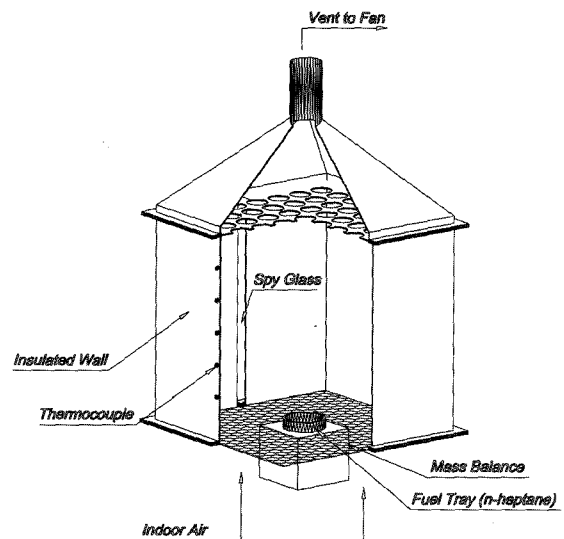


Fig. 1. Cut-view of the scaled model.

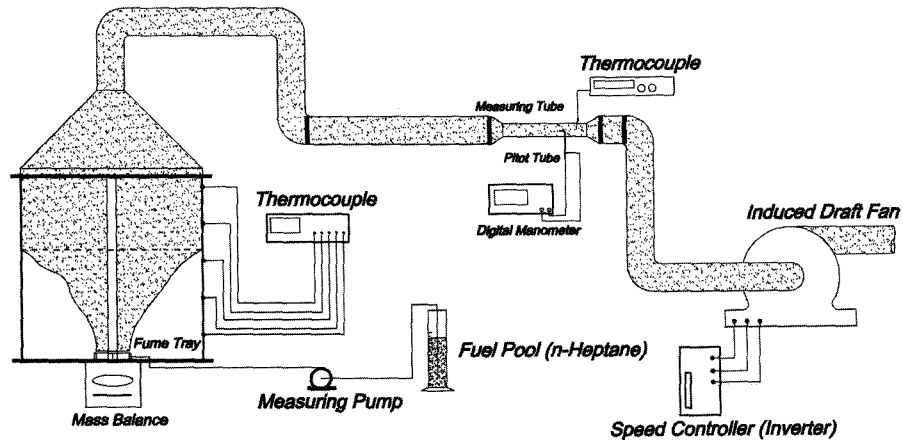


Fig. 2. Schematic diagram of the experimental set up.

각 실험 조건에서 배연량은 Fig. 2에 보여진 직경 49 mm의 유량측정관(flow measuring tube)을 사용하여 측정하였다. 측정관의 후단에는 유량측정을 위한 직경 0.12 mm의 피토펠(Pitot tube, Model 167-12, Dwyer, USA)이 설치되어 관내 유속 측정에 사용되었는데 피토펠에서 측정된 동압은 디지털 마노메터(micromanometer, range 19.99~199.9 mmH<sub>2</sub>O, Model FCO12, Furness Controls, UK)를 사용하여 유량을 추정하는 데 사용되었다. 배연가스에 대한 온도보정은 피토펠의 측정위치와 동일한 지점에서 설치된 직경 0.1 mm의 K-type 열전대로부터의 온도측정 자료를 사용하였다. 배연을 위해 설치된 송풍기는 인버터(inverter; Model SV-IG 5, LG 산전, Korea)로부터 전력을 공급받는데 인버터에 의해 송풍기의 회전수(rpm)가 조절되도록 하여 배연량을 조절할 수 있도록 하였다. 배연 실험에서 발생 연무에 대한 적정 배연량의 상관관계는 연무발생 후 모형 내에서 연층이 형성되는 시점에서의 관련 실험변수를 측정하므로써 추정가능한 데 연층 형성 시점에서 연층이 증력방향에 대해 일정 높이를 유지하도록 회전속도가 제어되는 송풍기로 흡입량을 조정하여 정상상태로 만든 다음 배연기체의 온도 및 유량, 공급연료의 유량, 모형 내 기체의 온도 등을 측정한다. 배연기체의 풍량과 유속은 온도에 따라 변하므로 온도측정을 통해 이에 대한 보정을 시행하였다. Fig. 3의 (a)는 앞에서 설명된 실험 모형 내에서 연무흐름에 대한 제한체적을 간략화하여 표현한 것이고 (b)는 특정 실험조건에서 형성된 연무층(fume layer)을 감시창(spy glass)에서 촬영한 것을 보여주고 있다. 화원 점화 후 실험 공간 내부에서 형성된 연층은 경계면이 명확하지 않기 때문에 두 개의 모형의 감시창에 각각 5 cm 및 10 cm 간격으로 10등분한 가상의 구역을 설정하고 연층이 평균적으로 특정의 등분영역에 존재하도록 하여 실험을 수행하였다. 연층 관측시 연층 체류구간의 판단을 명확히 하기 위하여 모형의 하단부로부터 감시창과 평행한 방향으로 laser(Model 79309, Oriel, USA)를 주사한 다음 감시창에서 발광도를 판단하여 명확히 연층을 판독하도록 하였다. 송풍기에서 일정 유량의 배연을 유지하는 과정에 형성되는 연층은 두 가지 기작에 의해 영향을 받는다. 즉 연기

가 고농도화하므로써 발생하는 확산효과에 의한 연층 강하와 기체온도 구배에 의해 연층의 상승효과가 그것인데 이러한 기작에 대한 평가는 모형 내의 증력방향에 대한 온도를 측정하므로써 가능한 데 이를 위해 실험 모형 내부를 증력 방향으로 5등분하여 온도변화를 측정하였다.

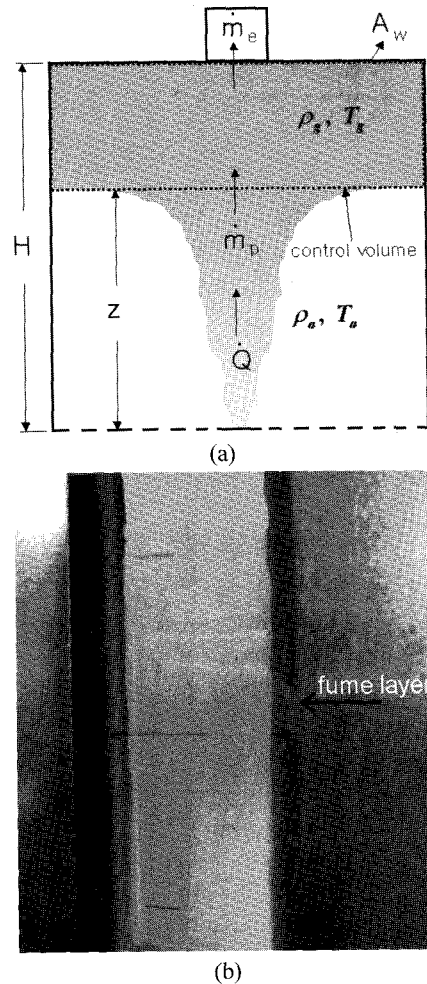


Fig. 3. (a) The control volume and (b) the fume layer formed in the scaled-model.

**Table 1.** Evaporation rate of n-heptane from the fuel tray in various sizes

No. of Fuel Tray	Size of Fuel Tray		inf <sup>a</sup> (kg/m <sup>2</sup> · sec)
	Diameter (cm)	Area (cm <sup>2</sup> )	
1	5	19.63	0.0152
2	7	38.47	0.0155
3	12	113.04	0.0165
4	14	153.86	0.0168
5	16	200.96	0.0153

\* Height to diameter of the fuel tray : 0.3

### 4. 실험 결과 및 고찰

연무발생의 열원으로 사용되는 n-heptane의 소모량은 식 (7.b)의 상관관계에 의해 연소시 무차원 에너지 방출량  $\dot{Q}^*$ 를 구하는 자료를 제공한다. 그러므로 연소에 의한 연무발생시 연료인 n-heptane의 소모량 추정이 필요한 데 Table 1은 이에 대한 예비적 실험결과를 보여준다. Table 1의 결과는 Fig. 1에 설명된 fuel tray의 단면적을 여러 가지로 변화시켜 연소실험을 한 뒤 연소에 의해 증발되는 연료소모량을 fuel tray의 증발면적으로 나눈 값을 정리한 것이다. fuel tray의 면적에 따라 단위 면적당 증발율의 크기에 대한 약간의 변화가 있었으나 평균적인 값 0.01586 kg/m<sup>2</sup> · sec, 표준편차 7.37 × 10<sup>-4</sup> kg/m<sup>2</sup> · sec의 범위에서 일정한 값을 유지하였다. 그러므로 본 실험동안 예비실험을 통해 구해진 단위면적당 연료증발량을 사용하고 fuel tray의 면적을 변화시키므로써 모형에 공급되는 총열량을 조절하는 방법을 사용하였다.

모형의 fuel tray에서의 발화시점에서부터 발생된 연무가 부력 및 확산효과에 의해 모형 내부를 채우고 난 다음 통풍구로 빠져 나오기 시작하면 송풍기를 가동한 다음 인버터 제어에 의해 배연흡인속도를 일정하게 조절하여 모형 공간 내 연층을 가시화 하였다. 실험 과정에서는 Fig. 3에 보인 것처럼 모형 A(H=1 m)의 경우 내부 바닥으로부터 연층까지의 수직거리 z의 값이 0.4 m, 0.6 m, 0.8 m가 되도록 한 다음 그때 그때 기체 온도 및 유량을 측정하여 실험적으로 매개변수를 도출하였다. 또 모형 B(H=0.5 m)의 경우 모형 A와 기하학적 상사를 유지시키기 위해 z의 값이 0.2 m, 0.3 m, 0.4 m가 되도록 한 다음 같은 요령으로 실험하였다. 연층이 각각의 높이를 유지한 상태에서 유량측정관으로부터 배

**Table 2.** Comparison of the similarity in the scaled model study

Model A (H = 1.0 m)						Model B (H = 0.5 m)					
Q	Q*	z	z*	m	m*	Q	Q*	z	z*	m	m*
(kW)		(m)		(kg/sec)		(kW)		(m)		(kg/sec)	
5.7	0.0052	0.4	0.4	0.0233	0.0062	1	0.0051	0.2	0.4	0.0060	0.0091
		0.6	0.6	0.0630	0.0168			0.3	0.6	0.01375	0.0207
		0.8	0.8	0.1090	0.0290			0.4	0.8	0.0180	0.0271
9.6	0.0087	0.4	0.4	0.0328	0.0087	1.7	0.0087	0.2	0.4	0.007	0.0105
		0.6	0.6	0.0649	0.0173			0.3	0.6	0.0132	0.0198
		0.8	0.8	0.1041	0.0277			0.4	0.8	0.0154	0.0233
20.5	0.0186	0.4	0.4	0.0435	0.0116	3.8	0.0195	0.2	0.4	0.0069	0.0104
		0.6	0.6	0.0848	0.0226			0.3	0.6	0.0129	0.0194
		0.8	0.8	0.1243	0.033			0.4	0.8	0.0162	0.0244

기가스의 유속과 온도를 측정함으로써 연기의 부피와 질량에 대한 배연량을 각각 측정할 수 있었는데 측정된 에너지 방출율  $\dot{Q}$ 와 그 때의 배연량  $\dot{m}$ 의 값을 식 (7.b) 및 (7.c)에 대입하여 무차원 에너지 방출율  $\dot{Q}^*$  및 무차원 배연량  $\dot{m}^*$  값을 구하였다.

Table 2는 실험결과를 보여주는 데 기하학적 상사를 가지는 동일한 연층 높이에 대한 무차원수  $z^*$ 에 대하여 무차원 값  $\dot{Q}^*$  및  $\dot{m}^*$ 의 값이 서로 크기가 다른 모형에 대해 매우 근접한 값을 보여줌을 알 수 있다. 이러한 실험결과는 앞에서 유도된 Zukoski<sup>7)</sup> 방정식 기반의 상사방정식이 매우 타당함을 보여주는 것이다. 연무발생을 위해 공급된 에너지는 Table 2에 정리된 값을 포함하여 모형 A에 대해서는 1.7, 5.7, 9.6, 20.5, 28 kW였으며 모형 B에 대해서는 1.0, 1.7, 3.8, 5, 7.1 kW였다. 다양한 양의 에너지가 공급되었음에도 불구하고 몇 가지 값만을 선택하여 상사비교를 한 이유는 모형 A(내부용적 1 m<sup>3</sup>)의 공간에서 실험시 28 kW급 화염은 이 공간내부를 완전히 차지하게 되므로 정확한 연층을 얻는 데 무리가 있고 오차를 수반하여 본 실험결과 평가에서는 배제하였다. Table 3은 모형 A의 주어진 공간에 열량을 공급하였을 때 단위 부피당 열량의 증가에 따라 명확하게 결정되지 못하는 연층위치의 불확실성 때문에 생기는 오차를 설명하는 자료인데 고열용량에 대해 수반되는 오차 증가를 보여주고 있다. 즉 열부하가 적은 경우 연층형성이 명확하고 이 경우 이론적으로 추정된 배연량과 측정된 배연량의 오차가 적게되지만 열부하가 커지면 연층확인이 불

**Table 3.** Comparison of the plume mass flow for model A(H = 1.0 m)

Q	$\dot{m}_E$ : Experimental (kg/sec)				Q	$\dot{m}_T$ : Theoretical (kg/sec)				$\left  \frac{\dot{m}_T - \dot{m}_E}{\dot{m}_T} \times 100 \right $ (%)			
	z*=0.4	z*=0.5	z*=0.6	z*=0.7		z*=0.4	z*=0.5	z*=0.6	z*=0.7	z*=0.4	z*=0.5	z*=0.6	z*=0.7
1.7	0.014	0.027	0.035	0.049	1.7	0.012	0.028	0.039	0.050	17	4	10	2
5.7	0.023	0.043	0.063	0.089	5.7	0.018	0.043	0.058	0.075	28	0	9	19
9.6	0.033	0.047	0.065	0.094	9.6	0.022	0.051	0.069	0.090	50	8	6	4
20.5	0.043	0.061	0.085	0.106	20.5	0.028	0.066	0.089	0.112	54	8	4	8

확실하기 때문에 상대적 오차가 커짐을 보여준다. 이러한 자료는 실험에서 채택할 수 있는 열부하의 범위를 정하는 지표로 제공해준다. 모형 B(내부용적 0.125 m<sup>3</sup>)에 대해서도 같은 이유로 5 kW급 이상의 에너지 공급에 대해 실험결과를 배제하였다.

실험 모형에서 에너지 공급량이 커질수록 연무발생량 증가와 함께 발생가스의 온도도 증가하는 데 발생 연무에 대한 필요 배연량은 연무가 받게 되는 열부하에 의한 상승효과와 고농도의 연무에 의한 확산효과를 포함하는 것이 되어야 하고 이 때문에 비등온 고농도 연무제어에 필요한 필요 배연량은 보통 상온에서 이루어지는 국소배기나 밀폐된 공간에서의 환기량 보다는 추가적인 요소로서 고려되어야 한다. 이러한 추가적인 배연량에 대한 예측은 이론적으로 추정된 무차원 방정식 식 (8.b)에 의해 가능한데 이 방정식으로부터 연무발생에 관련된 열적부하  $\dot{Q}^*$ 와 필요 배연량  $\dot{m}^*$ 의 상관관계를 도식적으로 표현하면 Fig. 4와 같이 나타내진다.

Fig. 4에 표기된 실험적 자료는 이론적 추정치를 뒷받침하고 있는 데 연층의 높이에 관한 무차원 수  $z^*$ 에 대해 일정 범위 내에서 서로 높은 상관성이 있음을 보여준다. 연층 높이  $z^*$ 에 대한 물리적 의미는 열원에 의해 고농도로 발생되는 연무에 대해 후드(hood) 등을 설치할 때 후드 면의 위치가 연무 발생원에 대해 수직으로 얼마의 위치를 가져야 하는 것을 의미하기도하고 밀폐된 지하공간 같은 곳에서 배연을 위해 천장에 제연경계면을 설치할 때 제연경계면의 높이를 나타내기도 한다. 그러므로 Fig. 4에 집대성된 실험결과는 무차원의 연층높이  $z^*$ 에 대해 제어대상이 되는 공간의 에너지 방출률에 따라 필요 배연량이 어떤 가를 나타내는 중요한 정보가 되고 연소에 의해 고농도 연무가 발생하는 조건에서 배연량 결정을 위해 적용된 Froude 상사가 범용적으로 사용될 수 있는 가능성을 보여주고 있다. 앞에서 언급된 Table 2의 결과는 부피가 10:1 정도로 서로 다른 모형의

공간에서 실험적 상사성을 이루고 있는 것을 나타내고 있으며 Fig. 4는 이론적 추정치와 실험적 추정치가 서로 좋은 상관성을 이루고 있음을 보여준다. Fig. 4에 보여진 상사성 검증 실험의 결과치는 연소시 에너지 방출률이 작을수록 이론값에 더욱 가깝게 나타났으며 에너지방출률이 커짐에 따라 실험결과와 이론적 추정치간의 차이가 벌어지는 현상을 나타내었는데 이는 에너지 방출률이 커짐에 따라 모형내부의 온도 분포가 높이에 따라 명확히 구분이 되지 않는 점, 모형 외부로의 열손실의 증가 그리고 연층의 가시화 과정에서 연층의 경계의 명확도 감소 등으로 인한 실험적 오차 등의 원인으로 발생된 것으로 판단된다.

모형내부의 연층 내부온도(gas layer temperature)에 대한 실험적 측정치 및 이론적 예측치는 Fig. 5에 정리되어 있는데 앞에 언급된 바처럼 일정 범위의 열원 에너지 부하 증가에 따라 온도 증가의 경향은 일치하나 열부하가 증가할수록 오차가 매우 증가함을 보여주고 있다. 이러한 연층 내부온도 추정에 대한 오차가 Fig. 4에 보여진 배연량 추정에 대한 이론적 결과와 실험적 결과에 대한 오차의 원인을 설명해주고 있다고 볼 수 있다. 모형실험에서 열량변화에 따라 측정된 배연량 값이 이론적 추정치와 비교적 잘 일치하나 연층내부에 대한 예측온도가 잘 맞지 않는 것은 질량추정의 경우 측정과정에서 손실 없이 모두 측정이 되나 온도의 경우 실험장치에서 발생하는 열손실을 보정할 수 없는 문제에 따라 식 (5)에 언급된 열전달 계수  $h_c$ 값이 정확히 추정되지 않는 문제가 발생하기 때문이다. Fig. 5에서 이론적으로 계산된 값은 열전달 계수  $h_c$ 의 값을 0으로 즉 단열로 하여 계산된 값이나 실제 실험에서는 열전달이 많이 일어나기 때문에 실험적 측정치와 이론적 추정치는 서로 오차를 가질 수 밖에 없다. 이러한 오차에 대한 평가를 위해 평가대상이 되는 공간의 벽면에 대한 열전달 계수를 입력하여 오차의 추정치

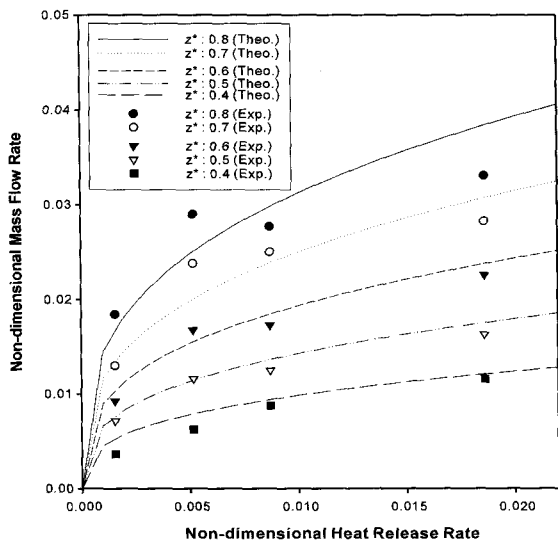


Fig. 4. Non-dimensional mass flow rate ( $\dot{m}^*$ ) with respect to non-dimensional heat release rate ( $\dot{Q}^*$ ) for various non-dimensional gas layer heights ( $z^*$ ) in the models.

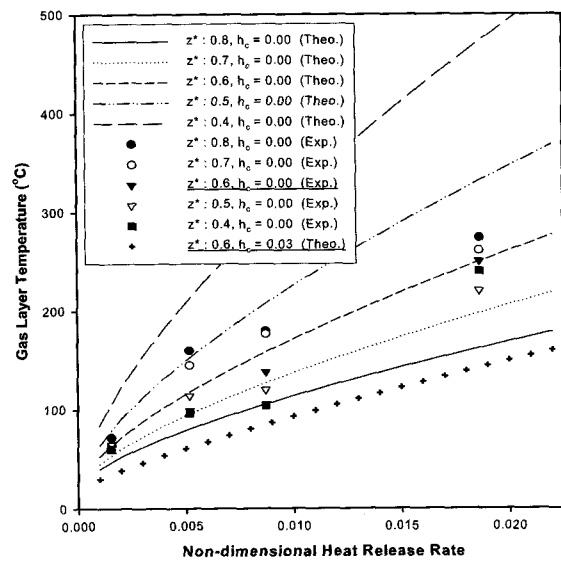


Fig. 5. Gas layer temperature ( $T_g$ ) with respect to non-dimensional heat release rate ( $\dot{Q}^*$ ) for various non-dimensional gas layer heights ( $z^*$ ) in the models.

가능한 데 일반 콘크리트 벽면의 경우  $h_c = 0.03 \text{ kW/m}^2 \text{ K}$  값을 가지게 되는데 이를 계산에 도입하면 Fig. 5에 보인 것처럼 연층이  $z^* = 0.6$ 인 조건에 대해 벽면이 단열상태인 경우( $h_c = 0.00 \text{ kW/m}^2 \text{ K}$ )에 비해 열전달이 있는 경우( $h_c = 0.03 \text{ kW/m}^2 \text{ K}$ )가 상대적으로 낮은 온도분포를 보여주고 있다. 실험측정 결과에서의 오차는 열손실에 의한 이러한 상황을 그대로 반영된 결과로 볼 수 있다. Fig. 5에서 실험적으로 측정된 연층의 온도분포는 벽면의 열손실과 복사열을 무시하고 연층높이에 따라 도출된 이론적 온도분포 추정치와 다르게  $z^* = 0.8$ 일 때 오히려 높은 온도분포를 나타내었다. 이는 배연량을 증감시켜 연층의 높이를 조절하는 과정에서 벽면의 온도와 기체의 온도차에 의한 열손실 즉 식 (5)의  $h_c A_w (T_g - T_a)$ 에 해당하는 열손실의 변화에 크게 영향을 받았기 때문으로 판단할 수 있다. 즉 연층이 낮아질수록 연층 내부의 온도와 벽면 간의 온도차  $T_g - T_a$  값이 상대적으로 커짐과 동시에 전열면적  $A_w$  역시 커지기 때문에 연층의 높이에 대한 무차원 값  $z^*$ 의 값이 작아 질수록 측정된 연층온도의 측정오차는 급격히 커진다. 그리고 Fig. 6에 보인 것처럼 동일한 연층 높이에 대해서도 투입 에너지량에 비해하여 연층 내부의 온도가 높아지기 때문에 단열이 충분히 이루어지지 않은 상태에서 열부하가 높아질수록 열손실이 증가하여 온도추정에 대한 오차가 증가된다. 실제 조건의 연무발생 조건에서 이러한 점을 감안하여 부피기준으로 제어되는 배연시스템의 유량 산정에 대한 온도편향의 고려가 필요하다.

국소배기시스템에 의해 배연이 이루어지는 공간에서 연소에 의해 추가로 발생하는 배가스가 존재할 경우 이를 제거하기 위해 추가로 요구되는 배연량은 양론적으로 연소에 의해 발생한 기체량과 일치해야 한다. 하지만 실제 연소과정이 포함된 배연시스템에서는 양론적으로 추정된 기체량 이외에 추가적인 배연량이 필요하게 된다. 지금까지의 검토된 연구결과는 이러한 상황을 종합하여 배연량을 산정하는 것 이었으나 기설치된 배연장치에서 연소로 인해 발생하는

배연기체의 제어를 위해 추가적으로 필요한 배연량을 산정할 필요가 있을 경우에 대한 검토를 수행하였다. Fig. 7은 이러한 추가적인 필요배연량을 실험을 통해 측정된 것을 정리해 둔 것이다. Fig. 7에서 선반으로 이루어진 자료는 연료 투입량에 따라 발생되는 배연기체량을 투입 열량에 대하여 연속적으로 계산한 것이고 도형을 연결한 선은 같은 연료 투입조건에서 실험적으로 측정된 배연기체량을 나타낸다. 실험에서 추가로 측정되는 배연량은 연료의 연소에 의해 상승된 기체의 온도변화에 의한 부력의 영향과 발생된 고농도의 연무가 일으키는 자체 확산작용에 연무가 탈출하려는 것을 방지하기 위해 필요한 것이 된다. 단순한 연료 소모량에서 추정된 배기량은 일정하게 증가하게 되지만 연소가 일어날 경우 기체가 고온이 되고 고농도의 연무가 발생하면 체적 높이 H값 0.4, 0.5, 0.6, 0.7, 0.8 m에 해당하는 위치에 연층을 유지하기 위해서는 각 경우에 따라 Fig. 7에 (5), (4), (3), (2), (1)로 표기된 만큼의 배연량 증가가 필요하다. 연소되는 동안 연료가 완전연소 하였을 때 배기기체의 양은 최대가 된다. 하지만 헵탄 연소의 경우  $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2\text{O}$  등의 기본기체 외에 연무가 되는 미연탄소(soot)의 발생, 발생된 수증기의 응축 등의 영향으로 실제 측정되는 필요 배연기체의 양은 단순 추정치 보다 작아야 한다. 그럼에도 불구하고 모형 내에서 일정 연층을 유지하기 위해 필요한 배출유량은 양론적 추정치 보다 많고 투입 열량이 증가함에 따라 이론적 추정치와 실제 필요 배연량의 차이는 더욱 커진다. 이러한 현상은 열투입량이 증가함에 따라 비례적으로 수반되는 연무에 대한 기체부력의 증가와 Fig. 6에 보인 것과 같이 같은 연층의 높이( $z^* = 0.4$ )에서라도 투입열량의 증가에 따라 일어나는 연층내부의 온도의 증가에 따른 기체부피의 증가와 일치하는 결과이다. 구체적으로는 부피  $1 \text{ m}^3$ 의 용적을 가진 공간에서 수행된 연구결과인 Fig. 7에서 처럼 제어공간에 대한 에너지 투입량  $20 \text{ kW/m}^3$ 인 경우 배연량은 양론에 의한 단순한 추정치에 비해 20-30%의 증가가 필요하다. 그

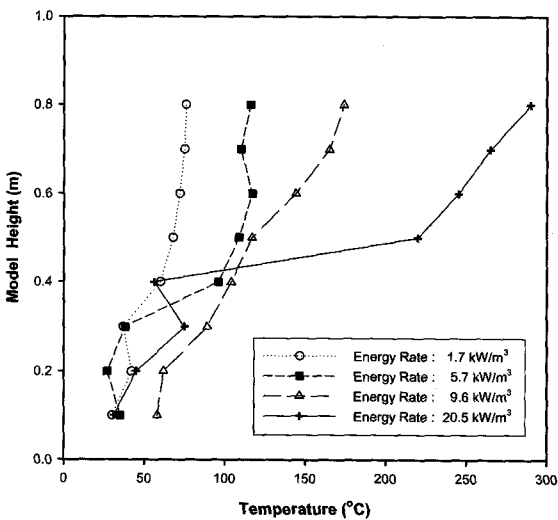


Fig. 6. Gas layer temperature distribution with respect to model heights for various energy input ( $\dot{Q}$ ) at  $z^* = 0.4$ .

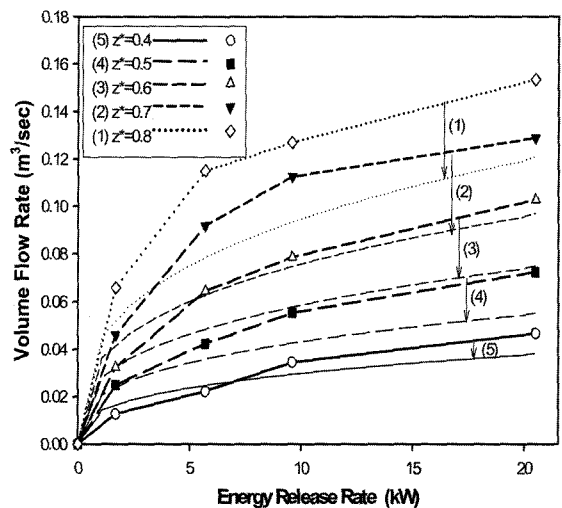


Fig. 7. Correction of gas volume flow rate for various energy input ( $\dot{Q}$ ) and gas layer heights ( $z^*$ ).



러므로 이제까지 검토된 내용을 요약하면 연소에 의해 연무가 발생할 경우 이를 제어하기 위한 필요 배연량은 연료의 연소에 의한 배연기체를 제거하기 위한 필요 배연량과 연무의 고농도 확산효과 및 비등온 기체의 부력효과에 의한 추가적인 배연량을 고려한 배기시스템의 설계가 필요하다는 결과로 요약된다. 이러한 배연량을 추정하는 데 있어 앞에서 Froud 상사의 이론적 추정식이 무리없이 사용될 수 있다는 것이 실험적 측정을 통해 증명되었다고 볼 수 있다.

## 5. 결론

화재, 연소 등으로 열적에너지가 투입된 실내환경이나 작업장의 국소 배기시스템에서 연소에 의한 연무의 확산과 거동을 통제하기 위한 배연량 산정을 위한 연구가 수행되었다. 본 연구에서 제한적으로 수행된 n-heptane을 사용한 연무발생 기법의 필요 배연량 추정실험의 결과는 Zukoski 방정식을 기반으로 하는 Froude 상사식의 추정치와 매우 일치하며 이 결과로부터 연무발생 및 배연거동에 대해 연료의 종류에 관계없이 단순히 투입열량의 대소에 의존함을 보여 주었다. 본 연구결과로 제시된 자료는 연소를 통해 과도한 연무가 발생하는 밀폐형 공간에서 배연설비를 작동하여 적절한 배연량을 구성하여 제어할 수 있도록 기준을 설정하는데 필요한 파라미터를 제공하며 본 연구의 결과를 다음과 같이 요약할 수 있다. 즉 Froud 상사를 통해 공간투입에너지 대비 방출 연무량을 결정할 수 있었으며 또 발생하는 연무가 열 부력 및 온도팽창에 의해 지배될 때 필요배연량을 에너지 방출량에 따라 추정할 수 있게 하였다. Froude 상사에 의해 화재나 일반 연소시 공간내 에너지 방출량과 배연량의 체적별 상사성을 활용하여 무차원화 된 연층높이 추정이 가능하고 이러한 연층높이의 추정은 동일환경의 작업장에서

후드(hood)의 위치, 규모 등을 산정하는 자료로 활용되고, 또 송풍기의 적정규모를 제시하는 기초자료로 활용하게 되므로 고농도 연무제어를 위한 국소배기시스템의 설계기법을 한 단계 발전시킬 수 있는 수단이 된다고 판단된다.

## 참고문헌

1. ACGIH, *Industrial Ventilation: A Manual of Recommended Practice*, 25th ed., ACGIH(2004).
2. Kerrison, L., Galea, E. R, Hoffmann, N., and Patel, M. K., "A comparison of a FLOW3D based fire field model with experimental room fire data," *Fire Safety Journal*, **23**(4), 387~411(1994).
3. Karlsson, B. and Quintiere, J. G., *Enclosure Fire Dynamics*, CRC Press(2000).
4. 이동호, "지하철 환기 및 배연설계를 위한 시뮬레이션," *대한설비공학회지*, 37~54(2001).
5. Quintiere, J. G., "Scaling applications in fire research," *Fire Safety Journal*, **15**(1), 3~29(1989).
6. Sabersky, R. H., Acosta, A. J., and Hauptmann, E. G., *Fluid Mechanics: A First Course in Fluid Mechanics* 2nd ed., Chap. 5, McMillian, New York(1971).
7. Zukoski, E. E., Kubota, T., and Cetegen, B., "Entrainment in fire plumes," *Fire Safety Journal*, **3**(3), 107~121(1980).
8. Hansell, G. O., *Heat and Mass Transfer Process Affecting Smoke Control in Atrium Buildings*, Ph.D. Thesis, Univ. of London(1993).
9. 정진용, 홍기배, 이재하, 유홍선, "지하계단 화재에서 유동에 대한 실험연구," *대한설비공학회지*, **15**(10), 821~827(2003).