

환기부족 구획화재에서 연소효율 개념에 대한 고찰 A Study on the Combustion Efficiency Concept in Under-ventilated Compartment Fires

고권현 · 박충화* · 황철홍*† · 박설현**

Gwon-Hyun Ko · Chung-Hwa Park* · Cheol-Hong Hwang*† · Seul-Hyun Park**

동양대학교 건축소방행정학과, *대전대학교 소방방재학과, **한국항공우주연구원 우주과학팀
(2010. 10. 11. 접수/2010. 12. 10. 채택)

요 약

실규모 ISO 9705 표준 화재실에서 환기부족 화재를 대상으로 연소효율 개념에 대한 검토가 수행되었다. 특히 구획 외부에서 측정되는 총괄연소효율과 구획 내부의 고온 상층부에서 측정된 국부연소효율의 개념을 비교·검토하였다. 연료로는 다양한 범위의 연소열과 그을음 생성량을 갖도록 헵탄, 톨루엔 및 이소프로판올이 사용되었다. 주요 결과로서, 총괄연소효율은 총괄당량비 증가에 따라 비교적 선형적으로 감소한다. 반면에 국부연소효율은 총괄당량비 증가에 따라 2차 곡선의 형태로 크게 감소됨을 확인하였다. 위 결과를 통해 국부연소효율에 대한 정보는 구획 내부의 화재현상을 이해하는데 매우 유용한 변수임을 알 수 있었다. 또한 국부연소효율은 구획화재에 대한 상사과정에서 중요한 변수로 사용될 수 있음을 논의하였다.

ABSTRACT

A study on combustion efficiency concept was conducted for the under-ventilated fires in a full-scale ISO 9705 room. In particular, a comparison between global combustion efficiency (CE) measured outside the compartment and local CE measured at upper layer inside the compartment was focused. Heptane, toluene and iso-propanol were used to consider the wide ranges of heat of combustion and soot yield. As a result, the global CE was decreased linearly with increasing in global equivalence ratio (GER). On the other hand, the decreasing rate of local CE was increased gradually with increasing in GER. From these results, it was known that the information on local CE was very useful parameter to understand the fire phenomena inside the compartment. In addition, it was discussed that the local CE might be used as an important parameter in the process of scaling for the compartment fires.

Key words : Compartment fire, Combustion efficiency, Under-ventilated fire, Scaling law

1. 서 론

환기부족 화재(under-ventilated compartment fire)란 실내 공간에서 화재가 발행한 후 일정 시간이 경과하여 공간 내의 가연연료에 비해 산소가 부족한 조건에서의 화재를 의미한다. 일반적으로 급격한 화재성장의 최고점에 해당되는 플래시오버(flashover) 이후에 화재실 내부의 열적 피드백(thermal feedback)으로 인한 다량의 미연 연료증기(fuel vapor)가 생성되며 제한된 공기량으로 인하여 공간 내부는 환기부족 상태에 도달하

게 된다.¹⁾ 이로 인해 인체에 치명적인 일산화탄소(CO)를 포함한 미연탄화수소(unburned hydrocarbon), 그을음(soot) 등이 다량으로 발생되어 심각한 인명피해를 초래하게 된다.²⁾ 화재의 현상적 측면에서 환기부족화재는 구획 외부에 생성된 화염의 존재 여부를 통해 정성적으로 판단될 수 있다. 또한 구획 내부의 연료 및 산소의 공급유량을 통해 예측되는 총괄당량비³⁾를 이용하여 정량적으로 분석될 수 있다. 일반적으로 총괄당량비가 1.0 이상인 경우에 구획 내부의 제한된 산소량으로 인하여 미연 연료성분이 외부로 배출되며, 이때 외부 공기와의 반응을 통해 추가적인 2차 반응대를 형성하게 된다. 그 결과 환기부족 화재는 공간적으로 구

† E-mail: chehwang@dju.ac.kr

획 내부의 1차 반응영역과 외부의 2차 반응영역으로 구분될 수 있다.

화재공학에서의 연소효율은 가연물이 갖는 화학적 에너지와 연소반응을 통해 발생시킬 수 있는 열에너지(발열량)의 비율로 표현될 수 있다. 화재의 발열량을 측정하는 방법으로서 대부분의 탄화수소계 연료가 연소될 때 소모된 산소량에 대하여 일정량의 열이 발생된다는 가정이 적용된 Huggett의 산소소모 열량계가 가장 널리 사용되고 있다.^{4,5)} 그 결과 화재에서의 연소효율은 연료의 이론 발열량(또는 연소열)과 배기 후드에서 측정된 발열량의 비를 통해 산출될 수 있다. 이러한 총괄연소효율(global combustion efficiency)은 화재의 전반적인 특성을 예측할 수 있으며, 불완전 연소의 척도로서 화재의 위험성을 평가하는 중요한 인자로 인식되고 있다. 그러나 모든 연료가 구획 내부에서 연소되는 과환기화재(over-ventilated fire)와는 달리 환기부족화재에서는 반응의 상당부분이 구획 외부에서 이루어지기 때문에 총괄연소효율을 통해 구획 내부의 화재 위험성을 평가하는 데는 많은 한계점을 갖고 있다. 즉 외부로 배출되는 일부의 미연탄화수소는 배기 후드에 도달하기 이전에 급격한 산화반응을 경험하게 된다. 그 결과 구획내부의 국부연소효율(local combustion efficiency)은 일반적인 총괄연소효율과 많은 차이를 보일 것으로 예상된다. 특히 선행연구를 통해 확인되었듯이 환기부족화재는 매우 복잡한 내부 유동구조를 갖고 있으며, 그 결과 산소 및 CO의 분포 역시 3차원적인 공간분포를 보이고 있다.⁶⁾ 따라서 구획 내부에서 측정된 국부연소효율은 환기부족화재의 내부 구조를 이해하는데 매우 유용할 것으로 기대된다.

최근 복잡한 화재현상을 수치해석으로 예측하기 위한 많은 연구들이 진행되고 있으며, 미국립표준기술연구소(NIST)에서 개발된 FDS(Fire Dynamics Simulator)의 활용이 증가되고 있다. 그러나 현재 FDS⁷⁾에서는 혼합분율(mixture fraction)을 이용한 매우 단순한 연소모델을 채택하고 있다. 그 결과 CO 및 그을음을 포함한 미연탄화수소의 예측 정확도는 많은 문제점을 노출하고 있다.⁸⁾ 따라서 환기부족화재에서 구획 내부의 정확한 국부 연소효율의 측정은 FDS를 통한 구획내부의 화재구조의 검증 및 해석에 매우 중요한 정보를 제공할 것으로 기대된다.

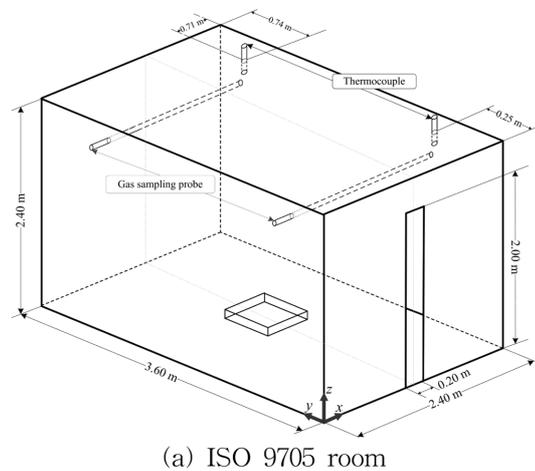
이러한 배경 하에 본 연구에서는 실제 규모의 ISO 9705 표준 화재실에서 넓은 범위의 이론 발열량을 갖는 액체연료를 대상으로 화재실험을 수행하였다. 이를 통해 화재의 전반적인 특성을 나타내는 총괄연소효율과 구획 내부에서 측정된 국부연소효율의 차이점을 확

인하고, 국부연소효율이 갖는 물리적인 의미를 모색하고자 한다.

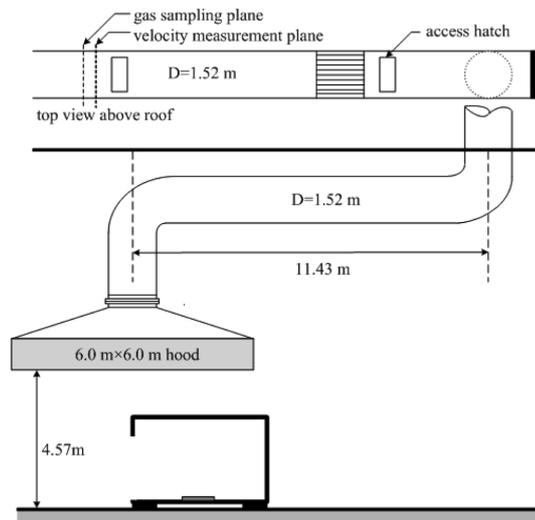
2. 실험 및 분석 방법

2.1 실험방법 및 조건

실제 규모의 구획화재 실험을 위하여 Figure 1(a)와 같이 2.4m × 2.4m × 3.6m의 크기를 갖는 ISO 9705 표준 화재실이 제작되었다. 실제 표준 화재실의 출입구는 0.8m(폭) × 2.0m(높이)이지만, 유입 공기량의 제한을 통해 낮은 발열량에서도 쉽게 환기부족 화재를 생성시



(a) ISO 9705 room



(b) 6 m square hood and exhaust stack

Figure 1. Schematics of ISO 9705 room and 6 m square hood with location of measurements.

Table 1. Summary on Experimental Conditions

Test	Fuel	Fuel Feeding Method	Ideal HRR (kW)	HRR (kW)
1	Heptane (C ₇ H ₁₆)	Pool pan	1817	1460
2		Spraying on the pan	604, 1206, 1506	600, 1086, 1297
3		Spraying on the pan	1998, 2500	1397, 1756
4	Toluene (C ₇ H ₈)	Pool pan	1567	1209
5		Spraying on the pan	616, 1384, 2309, 2893	567, 1020, 1323, 1591
6	Iso-propanol (C ₃ H ₇ OH)	Pool pan	1269	1111
7		Spraying on the pan	937, 1563, 1950	875, 1205, 1411

Table 2. Important Properties of Heptane, Toluene and Iso-propanol

	C ₇ H ₁₆	C ₇ H ₈	C ₃ H ₇ OH
Heat of Combustion (MJ/kg)	44.56	40.52	30.45
Stoichiometric Air-fuel Ratio	15.08	13.41	10.28
Boiling Temp. (K)	371.6	383.8	355.7

키기 위하여 0.2m × 2.0m의 출입구가 설치되었다. 연료는 다양한 연소열과 그을음 생성량을 갖도록 헵탄(C₇H₁₆), 톨루엔(C₇H₈) 그리고 이소프로판올(iso-propanol)의 3가지 액체연료가 사용되었다. 화원으로는 0.7m × 0.7m의 정사각형 팬(pan)이 사용되었다. 팬에 일정한 양의 연료를 채우고 점화시키는 방법(pool pan)과 팬 위에 연료 분사 장치를 설치하여 연료를 계속적으로 공급하는(spraying on the pan) 두 가지 연료 공급 방식이 각각 사용되었다. 연료를 분사하는 방법을 사용할 경우 한 번의 실험에서 다양한 크기의 화재를 구현할 수 있다는 장점이 있었다. Table 1에는 본 실험에서 수행된 각 조건의 이론발열량 및 측정발열량이 제시되었으며, Table 2에는 연소조건에 중요한 영향을 미치는 각 연료의 연소열, 이론 공연비 및 끓는점을 나타내었다.

발열량의 측정을 위하여 Figure 1(b)와 같은 6m × 6m 정사각형 후드를 가진 산소소모 열량계를 이용하였다.⁹⁾ 구획 출입구의 상단에 설치된 후드는 배기 덕트와 연결되어 있으며, 덕트의 출구에서 유속 및 연소가스 농도의 측정을 통해 산소소모계수와 배기가스의 질량유량이 결정되었다. Figure 1(a)에 제시된 바와 같이 고온 상층부의 두 지점에서 온도, 연소생성물 및 그을음의 농도를 측정하기 위하여 0.5mm의 비드 직경을 갖는 R-type 열전대와 샘플링 탐침(sampling probe)이 설치되었다. 채취된 연소가스에 대하여 산소 농도는 상

자성(paramagnetic) 분석기, 일산화탄소 및 이산화탄소의 농도는 NDIR(non-dispersive infrared) 분석기, 그리고 잔존 탄화수소연료의 농도는 FID(flame ionization detector)를 이용하여 측정되었다. 모든 결과는 준정상(quasi-steady) 상태의 조건에서 시간 평균된 값으로 제시되었다. 또한 모든 화학종에 대한 정보는 습기준(wet-basis)에 의해 보고되었다. 보다 자세한 실험장치, 방법 및 각 측정에 대한 불확실도(uncertainty)는 NIST TN 1603¹⁰⁾에서 확인될 수 있다.

2.2 연소효율의 개념

일반적으로 연소효율(combustion efficiency, CE)은 완전 연소에서 이론 발열량에 대한 화재에서의 실제 발열량의 비로서 다음과 같이 정의된다.

$$CE = \frac{\Delta H_c}{\Delta H_{c, ideal}} \quad (1)$$

여기서, ΔH_c 는 실제 화학반응을 통해 배출되는 연소열(heat of combustion)이며, $\Delta H_{c, ideal}$ 은 완전 연소조건에서 연소열을 의미한다.

총괄연소효율을 구하기 위하여 ΔH_c 는 구획 외부의 배기 후드에 설치된 산소소모열량계에 의해 측정된 실제 발열량으로 대체되었다. 또한 $\Delta H_{c, ideal}$ 는 단위 질량당 이론 연소열(kJ/kg)과 연료 소모율(kg/s)의 곱으로 표현되었다. 이때 연료 소모율은 팬 하부에 설치된 로드셀(load cell)을 통해 시간에 대한 질량 변화값을 통해 얻어질 수 있다.

반면에 국부연소효율에서 식(1)의 이론 연소열($\Delta H_{c, ideal}$)은 연료에 대해 다음 식을 통해 계산될 수 있다.

$$\Delta H_{c, ideal} = x\Delta_f H_{CO_2}^0 + \frac{y}{2}\Delta_f H_{H_2O}^0 - \Delta_f H_{fuel}^0 \quad (2)$$

여기서 $\Delta_f H^0$ 는 표준상태(298.15K, 1atm)에서의 생성열(formation enthalpy)을 의미한다. 실제 연소열(ΔH_c)은

다음 식을 통해 계산되었다.

$$\Delta H_c = b\Delta_f H_{CO_2}^0 + c\Delta_f H_{CO}^0 + d\Delta_f H_{CH_4}^0 + e\Delta_f H_{H_2O}^0 - \Delta_f H_{fuel}^0 \quad (3)$$

위 식에서 계수 b, c, d 및 e는 Figure 1(a)에서와 같이 구획 내부의 고온 상층부에서 측정된 연소 생성물의 체적분율(X_i)의 값을 통해 다음과 같이 계산된다.

$$b = xX_{CO_2} / (X_{CO_2} + X_{CO} + X_{UHC}) \quad (4)$$

$$c = xX_{CO} / (X_{CO_2} + X_{CO} + X_{UHC}) \quad (5)$$

$$d = xX_{UHC} / (X_{CO_2} + X_{CO} + X_{UHC}) \quad (6)$$

$$e = y/2 - 2d \quad (7)$$

여기서 미연탄화수소(UHC)는 측정과정에서 CH_4 로 환산되기 때문에 CH_4 의 값으로 대체되었다.

3. 결과 및 검토

Figure 2는 환기부족화재의 조건에서 헵탄, 톨루엔 및 이소프로판올 액체 연료의 시간에 따른 발열량을 보여주고 있다. 세 조건 모두 유사한 초기 연료질량 ($20 \pm 4\text{kg}$)을 갖도록 설정한 풀(pool) 화재의 결과이다. Tables 1과 2를 통해 확인할 수 있듯이 유사한 연료량이 공급되더라도 각 연료의 연소열이 다르기 때문에 헵탄, 톨루엔 및 이소프로판올의 이론 발열량은 각각 1817kW, 1567kW 및 1269kW이며, 이때 산소소모열량계에서 측정된 발열량은 각각 1460kW, 1209kW 및

1111kW로 상당한 차이를 보임을 확인할 수 있다. 물론 이론 및 실제 발열량의 차이는 필요 공기량을 포함한 연료의 다양한 연소특성과 밀접하게 관련되어진다. 그 결과 각 연료의 전반적인 연소특성을 표현할 수 있는 총괄당량비는 헵탄, 톨루엔 및 이소프로판올에 대해 각각 2.1, 1.8 및 1.5로서 상당한 차이를 보이게 된다. 각 연료의 비정상적 발열량 경향을 살펴보면, 세 가지 연료에 대한 발열량 변화 추이가 유사한 경향을 보이고 있음을 알 수 있다. 즉, 점화 이후 초기의 성장 과정을 거쳐 최성기에 이르게 되면 출입구 하부의 공기 유입과 상부의 연기 유출이 준정상 상태로 접어들어 화재의 크기도 일정한 범위 내에서 유지된다. 그 이후에 연료가 소진되면서 발열량이 급격히 감소하며 최종적으로 소화된다. 초기의 화재 성장과정에서 연료에 따른 약간의 차이를 보이는데 이는 각 연료의 연소특성에 기인하는 것으로 사료된다. 그림 내에 삽입된 사진은 준정상 상태의 구간에서 화염이 출입구를 통해 분출되고 있는 상황을 나타낸 결과이다. 이와 같은 화염의 분출은 환기부족 화재의 대표적인 특징이라 할 수 있다. 이후의 분석은 모두 준정상 상태 동안 측정된 결과들의 시간 평균값을 사용하였다.

Figure 3은 구획 내부의 고온 상층부 두 지점에서 측정된 이산화탄소(CO_2)와 일산화탄소(CO)의 체적분율을 연료 소모량에 근거한 이론 발열량의 함수로 나타낸 것이다. Figure 3(a)를 보면 이론 발열량에 따라 CO_2 가 증가하여 최고점에 이른 후 다시 감소하는 추세를 보이고 있으며, 이는 연료 종류에 관계없이 유사하다는 것을 알 수 있다. 최대 CO_2 농도는 헵탄의 경우 약 12%, 톨루엔의 경우 약 15%, 이소프로판올의 경우 약 14%이다. 탄화수소 연료의 연소과정에서 CO_2 발생은 화학양론적(stoichiometric) 조성 근처에서 최대값을 보이기 때문에 최대 CO_2 농도를 보이는 발열량 영역이 과환기 조건과 환기부족 조건의 경계임을 유추할 수 있다. 즉, 산소 공급이 원활한 과환기 조건에서는 연료량이 증가함에 따라 CO_2 생성이 증가한다. 반면에 환기부족 조건에서는 연료량이 증가함에 따라 미연탄화수소와 CO 의 농도가 증가하며 상대적으로 CO_2 의 농도는 감소한다. Figure 3(b)는 CO 의 농도를 보여주는데 CO_2 의 경우와 달리 낮은 발열량의 화재(약 600kW)에서는 거의 검출되지 않으며 이후 발열량이 증가함에 따라 선형적으로 증가하는 경향을 나타내었다. 톨루엔의 경우 2800kW의 이론 발열량에서 8~9%에 이르는 높은 CO 가 검출됨을 볼 수 있다. 연료와 산소의 일차적인 반응으로 생성된 CO 는 산소가 충분한 조건에서는 이차적인 산화반응을 거쳐 CO_2 로

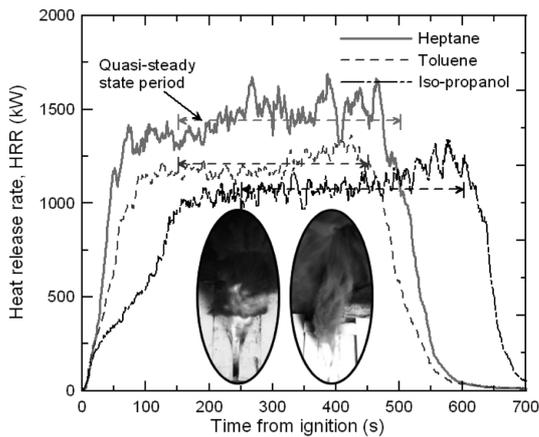


Figure 2. Measured heat release rate as a function of time for heptane, toluene and iso-propanol fires with similar fuel mass initially.

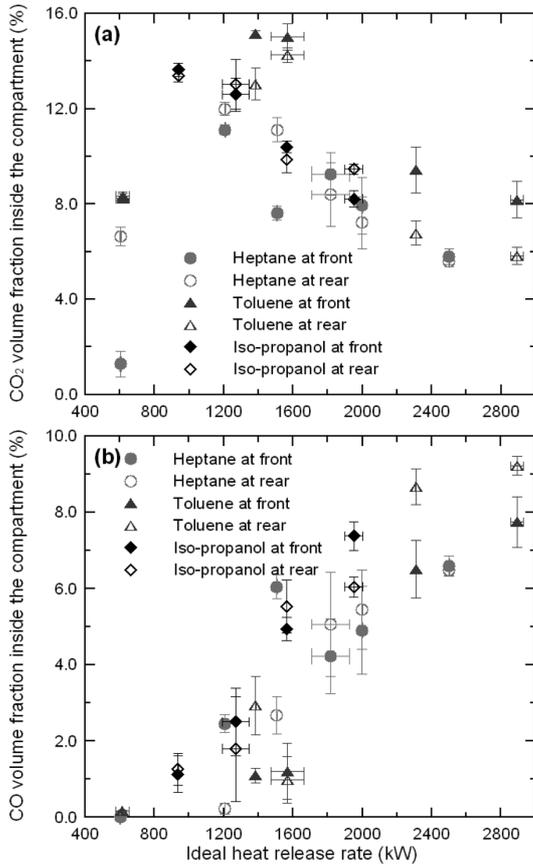


Figure 3. Averaged volume fractions of CO and CO₂ inside the compartment as a function of ideal HRR for heptane, toluene and iso-propanol fires.

변환된다. 그러나 환기부족 조건이 심화되면 이러한 이차적인 산화반응이 제한되기 때문에 고온 상층부에서의 CO 농도가 급격히 증가한 것으로 사료된다.

Figure 4는 산소소모 열량계의 배기 덕트에서 측정된 이산화탄소(CO₂)와 일산화탄소(CO)의 체적분율을 보여주고 있다. 먼저 Figure 3과 비교해 보면, CO₂와 CO의 농도가 매우 낮은 것을 확인할 수 있다. CO₂의 경우 최대 0.6%, CO의 경우 최대 0.017% 정도의 농도를 보여주고 있다. 구획 내부와 배기 덕트에서의 농도가 이와 같은 큰 차이를 나타내는 원인은 구획 외부에서의 연소반응과 화재 플럼(plume)으로 인한 공기 유입량의 증가에서 찾을 수 있을 것이다. 구획 내부에서 연소되지 않은 고온의 가연 증기연료는 구획 외부로 유출되면서 외부의 산소와 반응하여 2차 화염을 형성한다. 즉 플럼 유동에 포함된 CO는 구획 외부에서 산

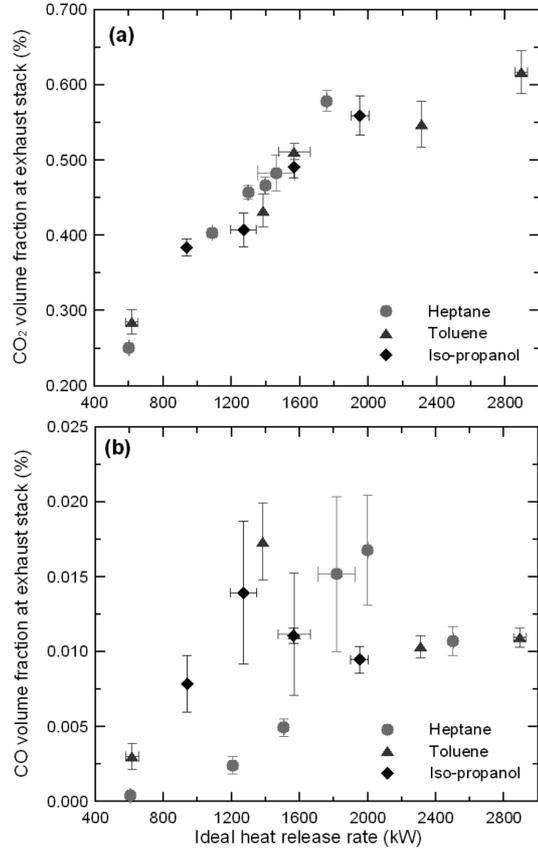


Figure 4. Averaged volume fractions of CO₂ and CO at exhaust stack as a function of ideal HRR for heptane, toluene and iso-propanol fires.

소와 반응하여 CO₂를 형성하며 급격히 소모된다. 또한 구획 입구에서 후드에 이르는 동안 공기가 계속적으로 유입되어 배기 가스의 농도가 전체적으로 감소하게 된다. Figure 4(a)는 CO₂의 농도를 보여주고 있는데 구획 내부에서와는 달리 발열량에 따라 꾸준히 증가하고 있음을 알 수 있다. 비록 구획 내부에 비해서는 상대적으로 낮은 농도를 보이나 정상 공기 중의 CO₂ 농도(약 0.03~0.04%)와 비교했을 때 최대 20배에 가까운 농도를 보여준다. Figure 4(b)에 나타난 CO 농도의 경우 발열량의 증가에 따라 최대값을 보인 후 감소하는 것과 같은 경향을 보여주고 있으나 CO 농도의 절대값 자체가 매우 작고 측정오차의 범위도 상당히 큰 편이기 때문에 정확한 메커니즘을 파악하기는 어렵다. 다만 CO의 산화반응이 화염 후류에서도 활발히 발생하며, 덕트 출구 근처의 측정위치까지의 거리가 충분하다는 점을 고려할 때 덕트 내부에서도 지속적인 산화

반응이 발생하고 있는 것으로 예측할 수 있다. 그러나 이 과정에서 발생하는 구체적인 메커니즘을 분석하기 위해서는 보다 상세한 측정이 필요할 것으로 생각된다. 위 결과로부터 완전 및 불완전 연소의 척도로 인식되고 있는 CO₂ 및 CO의 생성특성이 구획 내부와 외부에서 발열량에 따라 매우 다른 특성을 보이고 있음을 알 수 있다.

Figure 5은 이론 발열량과 산소소모 열량계에서 측정된 발열량을 비교한 것이다. 그림에 포함된 대시(dash) 라인은 완전연소를 통해 이론 발열량이 실제 발열량과 같아지는 조건을 나타낸다. 낮은 발열량 영역에서는 이

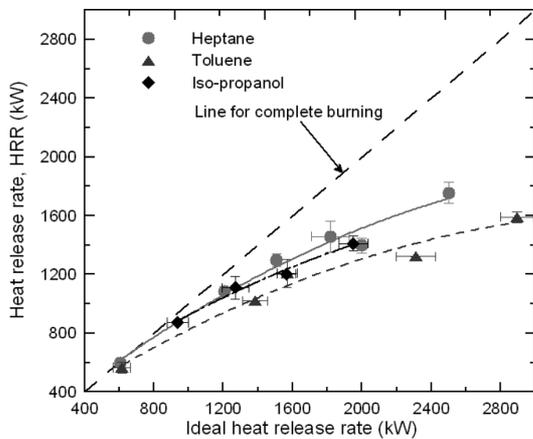


Figure 5. Averaged HRR as a function of ideal HRR for heptane, toluene and iso-propanol fires.

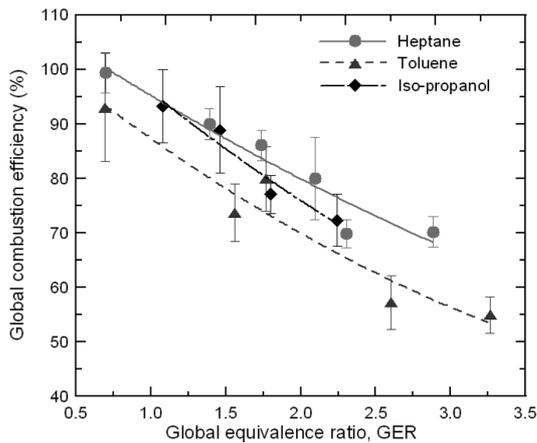


Figure 6. Global combustion efficiency as a function of global equivalence ratio for heptane, toluene and iso-propanol fires.

론발열량과 측정발열량의 차이가 매우 작은 것을 볼 수 있다. 그러나 화재 크기가 증가함에 따라 두 발열량의 차이도 점차적으로 증가하고 있다. 헵탄의 경우 이론 발열량이 2400kW일 때 측정된 발열량은 1600kW 정도에 그치고 있으며, 톨루엔 화재의 경우 이론발열량이 2800kW일 때 1500kW의 측정발열량을 보이고 있다.

Figure 6은 이론발열량에 대한 실제발열량의 비로 정의되는 총괄연소효율을 총괄당량비(GER, global equivalence ratio)의 함수로 나타낸 것이다. 총괄당량비, GER은 측정된 연료 소모율, \dot{m}_f 와 출입구 형상에 근거하여 계산되는 최대 공기 유입량, \dot{m}_a 에 의해 다음과 같이 계산되었다.

$$GER = (r_s/Y_{O_2,a}) \times \dot{m}_f/\dot{m}_a \quad (8)$$

$$\dot{m}_a = 0.52A_o\sqrt{h_o} \quad (9)$$

여기서 r_s 는 이론 산소-연료의 질량비이며, A_o 와 h_o 는 출입구의 면적과 높이를 의미한다. GER이 1.0보다 작은 과환기 조건에서 헵탄의 경우 거의 100%의 연소효율을 보이고 있으며 톨루엔의 경우도 약 93%의 연소효율을 보여주고 있다. 그러나 모든 연료는 GER이 증가함에 따라 총괄연소효율은 거의 선형적으로 감소하는 것을 알 수 있으며 이소프로판올의 경우 GER = 2.2에서 약 75%, 헵탄의 경우 GER = 2.8에서 약 73%, 톨루엔의 경우 GER = 3.3에서 약 55%의 연소효율을 보이고 있다.

Figure 7은 헵탄 화재에 대해 구획 내부의 고온 상층부에서 측정된 연소가스 농도를 바탕으로 계산된 국

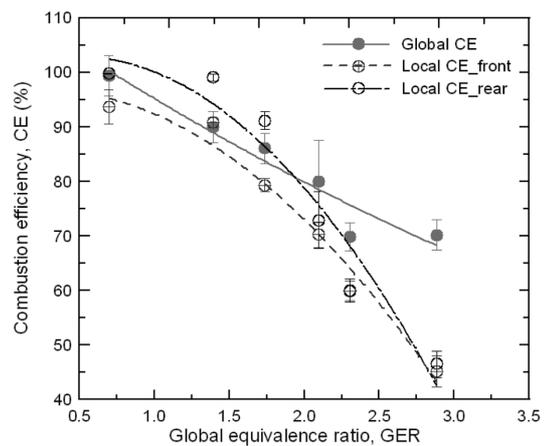


Figure 7. Global and local combustion efficiency as a function of global equivalence ratio for heptane fires.

부연소효율을 총괄연소효율과 함께 나타내어 비교한 그림이다. 국부연소효율도 총괄연소효율과 유사하게 GER이 1.0보다 작을 때는 100%에 가까운 값을 보이다가 GER이 증가함에 따라 2차 함수의 형태로 급격히 감소하는 경향을 보여주고 있다. 즉, GER 증가에 따른 국부연소효율의 감소폭은 총괄연소효율에 비해 훨씬 큰 것을 알 수 있다. GER = 2.0을 기점으로 두 연소효율의 차이가 급격히 증가하고 있으며 GER = 2.8에서 국소연소효율은 45%에도 미치지 못하고 있다. 총괄연소효율과 국부연소효율의 차이는 결국 구획 외부에서의 연소반응에 기인하는 것으로 예측된다. 즉, 국부연소효율이 구획 내부에서 이루어지고 있는 연소반응만을 반영하는 반면에 총괄연소효율은 구획 내·외부에서 진행되는 모든 연소반응에 의한 발열량을 고려하기 때문에 이러한 차이가 발생하는 것으로 판단된다.

한편 두 연소효율을 비교함으로써 구획 내·외부에서 연소되는 양을 정량적으로 비교할 수 있는데 이를 Figure 8에 나타내었다. Figure 8은 전체의 발열량 중에서 구획 내부에서의 발열량의 비를 나타낸 구획 내부의 반응비율(burning fraction inside compartment)을 나타낸다. GER = 1.4에서 100% 이상의 내부 반응비율 값이 나타나고 있으나 이는 측정상의 불확실성에 기인한 것으로 사료된다. GER = 2.0 이후부터 구획 내부 반응비율의 비율이 급격히 감소하고 있는 것을 알 수 있으며 GER = 2.8에서 65%의 값을 보이고 있다. 이것은 반응연료의 35%가 구획 외부에서 연소하고 있다는 것을 의미한다. 이와 같은 결과로부터 총괄연소효율만을 이용하여 구획 내부의 연소특성을 파악하기에는 한계가 있음을 알 수 있다. 본 연구에서 제안한 국부연소효율과

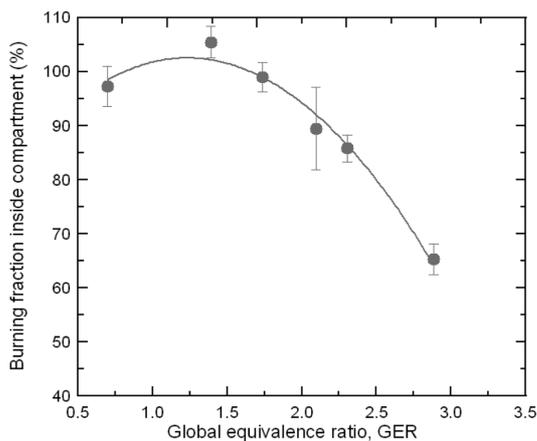


Figure 8. Burning fraction inside compartment as a function of GER for heptane fires.

총괄연소효율을 함께 분석함으로써 구획 내·외부의 연소특성에 대한 보다 구체적인 특성을 파악할 수 있다.

본 연구에서 검토되는 국부연소효율을 이용한 내부 반응비율은 구획화재의 상사(similarity) 과정에 매우 중요한 변수로 사용될 수 있을 것으로 기대된다. 현재 일반적으로 사용되고 있는 구획화재의 상사는 구획 내부로의 공기 유입량과 총괄당량비를 기준으로 이루어지고 있다.^{11,12)} 그러나 구획 내부의 연소특성 및 열유동 구조에 대한 구체적인 비교검증은 이루어진 바가 없다. 특히 환기부족화재에서 나타나는 내부와 외부에서의 반응 비율을 고려하지 못하기 때문에 구획 내부에서의 온도 및 CO의 생성량은 기존 상사방법으로는 예측되지 못하고 있다. 따라서 국부연소효율을 통한 내부 반응비율의 추가적인 도입은 상사에 따른 구획화재 현상 예측 정확도를 크게 개선시킬 수 있을 것으로 기대된다.

4. 결 론

실규모 ISO 9705 표준 화재실에서 헵탄, 톨루엔 및 이소프로판올 액체 연료에 대한 화재 실험이 수행되었으며, 총괄 연소효율과 구획 내부의 국부 연소효율 개념에 대한 비교 검토가 이루어졌다. 주요 결과는 다음과 같다.

(1) 완전 및 불완전연소의 척도로 인식되는 CO₂ 및 CO의 발생은 구획 내부와 외부에서 이룬 발열량 증가에 따라 정량적 및 정성적으로 매우 다른 특성을 보여주고 있다. 이는 배기 후드 근처의 외부 화재특성과 구획 내부의 화재특성에 큰 차이가 있음을 의미한다.

(2) 모든 연료는 총괄당량비가 증가함에 따라 총괄연소효율은 선형적으로 감소하는 경향을 나타낸다. 반면에 국부연소효율은 총괄당량비 증가에 따라 2차 함수의 곡선 형태로 급격하게 감소됨을 확인하였다. 이러한 차이는 국부연소효율은 구획 내부의 연소반응만을 고려하는 반면, 총괄연소효율은 구획 내·외부에서 진행되는 모든 연소반응을 고려하기 때문이다.

(3) 국부연소효율을 통해 얻어진 구획 내부의 반응비율은 구획 내부의 연소특성을 보다 정확히 예측하는데 유용한 변수임을 확인하였다. 추가적으로 구획 내부에서의 온도 및 CO 등을 예측하기 위한 기존의 상사법의 문제점을 보완할 수 있는 중요한 변수가 될 수 있음을 논의하였다.

참고문헌

1. 고권현, 김성찬, A. Hamins, 유홍선, “환기부족 구획

- 화재에 대한 FDS 해석 및 검증”, 한국화재소방학회 논문지, Vol.23, No.5, pp.103-109(2009).
2. J.Q. Quintiere, W.J. Rinkinen, and W.W. Jones, “The Effect of Room Opening on Fire Plume Entrainment”, Comb. Sci. Technol., Vol.26, pp.193-201(1981).
 3. W.M. Pitts, “The Global Equivalence Ratio Concept and the Formation Mechanism of Carbon Monoxide in Enclosure Fire”, Prog. Energy Comb. Sci., Vol.21, pp.197-237(1995).
 4. C. Huggett, “Estimation of Rate of Heat Release by Means of Oxygen Consumption Measurements”, Fire Materials, Vol.4, No.2, pp.61-65(1980).
 5. 김성찬, “CFD 모델을 이용한 화재용 열량계의 유동 해석”, 한국화재소방학회 2010년도 춘계학술발표대회 논문집, pp.53-58(2010).
 6. 황철홍, 박충화, 고권현, “구획화재에서 환기조건의 변화가 화재특성에 미치는 영향 (Part II: 다차원 화재 거동),” 한국화재소방학회 논문지, Vol.24, No.5, pp.32-38(2010).
 7. K. McGrattan, S. Hostikka, J. Floyd, H. Baum, and R. Rehm, Fire Dynamic Simulator (Version 5): Technical Reference Guide, NIST SP 1018-5, NIST, Gaithersburg, MD (2007).
 8. J.E. Floyd and K.B. McGrattan, “Extending the Mixture Fraction Concept to Address Under-Ventilated Fires”, Fire Safety J., Vol.44, pp.291-300(2009).
 9. R.A. Bryant, T.J. Ohlemiller, E.L. Johnsson, A. Hamins, B.S. Grove, W.F. Guthrie, A. Maranghides, and G.W. Mulholland, “The NIST 3 Megawatt Quantitative Heat Release Rate Facility - Description and Procedure”, NIST 7052, NIST, Gaithersburg, MD(2004).
 10. A. Lock, M. Bundy, E.L. Johnsson, A. Hamins, G.H. Ko, C.H. Hwang, P. Fuss, and R. Harris, “Experimental Study of the Effects of Fuel Type, Fuel Distribution, and Vent Size on Full-scale Underventilated Compartment Fires in an ISO 9705 room”, NIST TN 1603, NIST, Gaithersburg, MD (2008).
 11. J.G. Quintiere, “Scaling Application in Fire Research”, Fire Safety J., Vol.15, pp.3-29(1989).
 12. N.P. Bryner, E.L. Johnsson, and W.M. Pitts, “Carbon Monoxide Production in Compartment Fires - Reduced-Scale Enclosure Test Facility”, NIST IR 5568, NIST, Gaithersburg, MD(1994).