

## 열 방출률에 대한 마이크로 백금 촉매 연소기의 치수 설계 기준

이광구\*\* ·鈴木雄二\*\*

\*경일대학교 기계자동차학부 · \*\*동경대학 기계공학과

## Design Criterion for the Size of Micro-scale Pt-catalytic Combustor in Respect of Heat Release Rate

Gwang Goo Lee\* and Yuji Suzuki\*\*

\*Kyungil University, \*\*The University of Tokyo

(Received 4 December 2014, Received in revised form 11 December 2014, Accepted 11 December 2014)

## ABSTRACT

Design criterion for the size of micro Pt-catalytic combustor is investigated in terms of heat release rate. One-dimensional plug flow model is applied to determine the surface reaction constants using the experimental data at stoichiometric butane-air mixture. With these reaction constants, the mass fraction of butane and heat release rate predicted by the plug flow model are in good agreement with the experimental data at the combustor exit. The relationship between the size of micro catalytic combustor and mixture flowrate is introduced in the form of product of two terms-the effect of fuel conversion efficiency, and the effect of chemical reaction rate and mass transfer rate.

**Key Words** : Micro combustor, Catalytic reaction, Plug flow model, Heat release rate, Design criterion

## 기 호 설 명

$A$ : pre-exponential factor	$\dot{s}$ : surface reaction rate
$A_c$ : cross-sectional area of combustor	$Sc$ : Schmidt number
$C_B$ : molecular concentration of butane	$Sh$ : Sherwood number
$D_B$ : mass diffusion coefficient of butane	$T$ : temperature
$d$ : diameter of the combustor	$u$ : velocity
$E_a$ : activation energy	$W_p$ : wetted area per unit streamwise length
$k_c$ : specific reaction rate	$Y_B$ : mass fraction of butane
$k_m$ : mass transfer rate	
$L$ : length of the combustor	<b>Greeks</b>
$M_B$ : molecular weight of butane	$\eta$ : effectiveness factor of catalytic layer
$Q$ : flowrate of air-fuel mixture	$\eta_f$ : fuel conversion efficiency
$Q_{B,in}$ : flowrate of butane at the inlet of combustor	$\tau$ : time scale
$r, z$ : radial and axial coordinates, respectively	<b>Subscripts</b>
$Re$ : Reynolds number	$b$ : bulk mean value across the cross-section
$R_u$ : universal gas constant	$s$ : properties at the catalytic surface
$S$ : catalyst coated area	

† Corresponding Author, combggy@kiu.kr

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

## 1. 서론

2000년대에 들어서면서 모바일 IT 제품이 확산되고 다양한 마이크로 시스템이 개발됨에 따라 초소형

의 고효율 에너지 공급 장치에 대한 필요성이 증가하고 있다. 현재 널리 이용되고 있는 대표적인 휴대용 전기에너지 공급 시스템 리튬이온 전지의 용량과 에너지밀도가 지속적으로 향상되고 있지만, 아직 화석연료의 에너지밀도의 약 1/60 수준인 0.2 kW/kg 정도에 머무르고 있다. 화석연료를 사용하는 일반 내연기관의 효율이 약 30% 수준이므로 내연기관 대비 약 1/20의 에너지밀도에 해당한다. 따라서 화석연료를 이용하여 효율 10%의 마이크로 발전장치를 구현할 수 있다면, 현재의 리튬이온 전지보다 약 5~6 배 큰 에너지밀도를 갖는 소형 에너지 공급 장치를 제작할 수 있다[1,2].

1990년대 후반부터 급부상한 MEMS 기술은 화석연료를 이용한 초소형 발전 시스템 개발에 광범위하게 적용되어 왔다. 마이크로 로터리 엔진[3], 마이크로 연료전자-개질기 시스템[4], 마이크로 열전(thermoelectric) 발전기[5], 마이크로 TPV(thermo-photovoltaic)[6] 기술 등이 대표적인 사례이다. 이러한 초소형 전기에너지 공급 장치에는 모두 화석연료를 연소시키는 마이크로 연소기가 적용되기 때문에, 마이크로 시스템에서의 연소 특성과 안정성에 대한 연구가 활발하게 진행되고 있다[1,2].

마이크로 연소기의 유로 폭과 높이는 일반적인 화염의 소염 길이보다 작기 때문에 가연 범위를 확장하여 화염을 안정시키기 위한 초과 엔탈피(excess enthalpy) 이용 기술이나[7], 연소기 벽면에 다양한 재질과 표면처리 기술[8,9] 등이 적용되어 왔다. 또 다른 연소 안정화 기술로는 표면 화학반응을 이용하기 때문에 소염 문제가 없는 마이크로 촉매 연소기술이 다양하게 활용되고 있다[10-15].

본 연구에서는 초소형 촉매 연소기의 성능을 예측하고, 일정한 열에너지 방출 용량을 갖기 위한 마이크로 연소기의 치수 결정에 대한 기준을 제시하고자 한다. 부탄을 연료로 사용하는 원통형 촉매 연소기의 표면 화학반응 상수를 1차원 플러그류(1-D Plug Flow) 모델을 이용하여 결정하였다. 연소기의 발열량 실험데이터에 대한 1차원 플러그류 모델의 예측 능력을 확인한 후, 마이크로 연소기의 열 방출 용량과 치수 사이의 관계에 대하여 분석하였다.

## 2. 실험 및 해석 방법

### 2.1. 원통형 마이크로 촉매 연소기

본 연구에서는 마이크로 촉매 연소기를 제작하기 위하여, 원통형 알루미늄 튜브의 내벽을 4 wt% 옥살산 용액에서 양극산화(anodic oxidation) 처리하고 350 °C에서 1시간 동안 건조시켜 촉매 담체를 형성하였다. 나노 스케일의 알루미늄 담체 층을 Pt[(NO<sub>2</sub>)(NH<sub>3</sub>)<sub>2</sub>

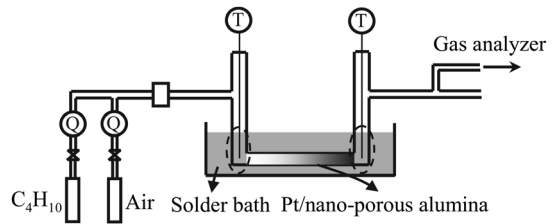


Fig. 1. Schematic diagram of experimental setup[12,15].

용액 속에서 담금 후에 350 °C에서 1시간 동안 소성(calcination)하여 나노 세공(nanopore) 내부로 백금을 침투시켰다[12]. 나노 세공의 평균지름은 20~30 nm이며 이웃하는 세공 사이의 간격은 90 nm 수준이다. 원통형 마이크로 촉매 연소기의 상세 제작과정과 촉매 담체 층의 특성은 이전 연구에서 확인할 수 있다[12].

Fig. 1은 마이크로 연소기의 성능을 실험하기 위한 장치의 개략도이다[12]. 촉매 연소기의 벽면 온도를 일정하게 제어하기 위하여 열용량이 큰 납땀 욕조에 연소기를 담그고 실험하였다. 연료는 노멀부탄을 이용하였고, 당량비(equivalence ratio)를 1로 유지한 채 부탄의 유량( $Q_{B,in}$ )을 2.5, 5.0, 15 sccm( $\text{cm}^3/\text{min}$  at standard condition) 범위에서 변화시켰다. 연소기 출구에서 배기가스 중에 포함된 산소 농도를 측정하여 연료의 반응 비율을 계산함으로써, 연소기 벽면 온도와 혼합기 유량에 따른 열에너지 방출량을 분석하였다.

## 2.2. 해석 방법

### 2.2.1. 촉매 표면반응

분자량이 작은 수소나 메탄에 대해서는 촉매 표면에서의 상세 화학반응기구가 보고되어 있다[16-18]. 하지만 탄소의 개수가 3개 이상인 분자량이 큰 연료에 대해서는 상세 반응기구가 알려진 사례가 거의 없다. 이런 경우에는 촉매 반응을 1차 비가역 반응으로 가정하는 것이 일반적인 접근 방법이다[19,20]. 비록 상세 반응기구가 알려져 있는 연료의 경우라도 과도한 계산시간 소요의 현실적인 문제 때문에 촉매에서의 표면 화학반응을 1차 비가역 반응으로 처리한 연구가 다수 보고되었다[21]. 본 연구에서는 상세 반응기구가 알려져 있지 않은 부탄의 백금 촉매 화학반응을 다음과 같이 1차 비가역 반응으로 가정하였다[15].



문헌에서는 혼합기의 당량비 값이 작은 경우, 백금 촉매에서의 표면반응 속도는 산소농도와는 관계없이 주 유동에서 확산되어 백금 표면에 도달한 탄화수소 연료 농도에 비례하는 것으로 보고되어 있다

[22]. 하지만 Pd 촉매를 적용한 마이크로 촉매 연소기에 대한 최근 보고에 의하면, 부탄-공기의 당량비 1을 포함하는 매우 넓은 실험 범위에서 부탄의 표면 화학반응 속도는 산소 농도의 영향을 받지 않는 것으로 보고되었다[11]. 이는 촉매 화학반응에 대한 LHHW (Langmuir Hinshelwood Hougen Watson) 모델에서 흡착-표면 반응-탈착으로 구성된 전체의 반응속도를 결정하는 단계가 흡착에 해당되는 경우이다. 따라서 본 연구에서는 식 (1)의 표면 화학반응 속도( $s_B$ )를 아래와 같은 Arrhenius 식으로 가정하였다[15].

$$s_B = \eta A \exp\left(-\frac{E_a}{R_u T}\right) C_{B,s} = k_c C_{B,s} \quad (2)$$

위에서  $\eta$ ,  $A$ ,  $E_a$ ,  $C_{B,s}$ ,  $k_c$ 는 각각 촉매 담체의 유효계수(effectiveness factor), 빈도인자(pre-exponential factor), 활성화 에너지(activation energy), 촉매 표면에서의 부탄 농도, 그리고 비 반응속도(specific reaction rate)이다.

### 2.2.2. 1차원 플러그류 모델

마이크로 촉매 연소기에서 촉매 층의 특성은 제작 과정에 적용된 MEMS 기술에 따라 변화한다. 촉매 층의 주요 특성으로는 담체의 두께, 공극률(porosity), 굴곡률(tortuosity) 등이 있고, 이들 특성이 변화함에 따라 표면 화학반응 상수가 변화한다. 따라서 마이크로 촉매 연소기의 반응 상수를 결정하는 간단하고 신뢰성 높은 방법이 필요하다.

본 연구에서는 식 (2)의 반응상수를 결정하기 위하여 부탄의 몰 농도에 대한 1차원 플러그류 모델을 이용하였다[14,15]. 플러그류 모델은 확산 항(diffusive term)이 모두 제거된 형태의 방정식을 사용한다[17]. 축 방향으로서는 경계층 이론의 가정과 비슷하게 물리 변수의 확산이 대류에 비해 매우 작다고 가정한다. 반경 방향으로서는 확산에 의한 혼합 속도가 매우 빨라서 화학종의 농도 구배가 없다고 가정한다[17]. 본 연구에서 고려한 원통형 촉매 연소기의 경우에는 직경이 예혼합 화염의 소염 길이보다 작으므로 혼합기의 예혼합 연소반응은 무시할 수 있다. 시간에 따라 일정한 유량의 혼합기가 공급되는 정상 상태를 가정하면 부탄의 몰 균형 방정식은 아래와 같다.

$$A_c \frac{du_b C_{B,b}}{dz} + W_p k_{m,B} (C_{B,b} - C_{B,s}) = 0 \quad (3)$$

정상상태이므로 유동 중심부로부터 벽면 방향으로 확산되어 촉매 표면에 도착한 부탄은 모두 반응

한다고 가정하면, 아래의 관계식이 성립한다[17].

$$k_{m,B} (C_{B,b} - C_{B,s}) = \eta A \exp\left(-\frac{E_a}{R_u T}\right) C_{B,s} = k_c C_{B,s} \quad (4)$$

식 (4)를 식 (3)에 대입하면서 벽면에서의 부탄 농도( $C_{B,s}$ )를 제거하면, 혼합평균(bulk mean) 농도( $C_{B,b}$ )의 균형방정식을 다음과 같이 유도할 수 있다.

$$A_c \frac{du_b C_{B,b}}{dz} = -W_p \left( \frac{k_{m,B} \times k_c}{k_{m,B} + k_c} \right) C_{B,b} \quad (5)$$

식 (1)에 포함되지 않은 공기 중의 질소 몰수를 고려하면, 반응 후 혼합기의 총 몰수는 4.7% 증가하므로, 축 방향의 혼합평균 속도( $u_b$ ) 변화는 무시할 수 있어 미분 밖으로 나올 수 있다. 따라서 식 (5)는 부탄의 혼합평균 농도( $C_{B,b}$ )에 대한 1차 상미분방정식으로 축약된다. 이를 적분하면 다음과 같은 관계식을 얻을 수 있다.

$$\frac{C_{B,b}(z)}{C_{B,b}(0)} = \exp\left(-\frac{W_p}{u_b A_c} \cdot \frac{k_{m,B} \times k_c}{k_{m,B} + k_c} z\right) \quad (6)$$

식 (6)의 양변에 자연로그 함수를 적용한 후, 마이크로 촉매 연소기의 출구조건( $z=L$ )에서 정리하면 다음과 같다.

$$k_c = A' \exp\left(-\frac{E_a}{R_u T}\right) = \frac{\frac{u_b A_c}{W_p L} \ln\left(\frac{C_{B,b}(L)}{C_{B,b}(0)}\right)}{\left\{1 + \frac{u_b A_c}{W_p L k_{m,B}} \ln\left(\frac{C_{B,b}(L)}{C_{B,b}(0)}\right)\right\}} \quad (7)$$

식 (7)에서  $L$ 은 연소기 내부 벽면에 촉매가 코팅되어 있는 길이이고,  $A'$ 은 담체의 유효계수( $\eta$ )와 빈도인자( $A$ )의 곱이다. 부탄의 물질전달 계수( $k_{m,B}$ )는 Sherwood 수( $Sh$ )를 이용하여 다음의 관계식으로 계산하였다.

$$k_{m,B} = Sh \times (D_B/d) \quad (8)$$

식 (8)에서  $D_B$ 는 부탄의 확산계수이다. 부탄의 물질 경계층이 연소기 내부에서 완전 발달하면  $Sh=4$ 로 가정할 수 있다[15].

### 2.2.3. 반응상수 결정

식 (7)에 연소반응 실험결과를 적용하여 반응상수  $A'$ 와  $E_a$ 를 구하기 위해서는 식 (7)이 유도된 1차원 플러그류 모델의 가정을 확인하고 적합한 조건의 실

험 데이터를 대입해야 한다. 플러그류 모델의 기본 가정에 따르면 축 방향 대류 시간스케일( $\tau_{z,C}$ )이 축 방향 확산 시간스케일( $\tau_{z,D}$ )보다 훨씬 작으므로 다음과 같은 관계가 성립한다[17].

$$\tau_{z,C} \sim \frac{L}{u_b} \ll \frac{L^2}{D_B} \sim \tau_{z,D} \quad (9)$$

식 (9)를 정리하면 다음과 같은 관계식을 얻을 수 있다.

$$Re_d Sc_B \gg \frac{d}{L} \quad (10)$$

1차원 플러그류 모델의 또 다른 가정에 의하면 반경 방향으로의 확산 시간스케일( $\tau_{r,D}$ )이 축 방향의 대류 시간스케일( $\tau_{z,C}$ )보다 훨씬 작으므로 다음과 같은 관계식이 성립한다[17].

$$\tau_{r,D} \sim \frac{(d/2)^2}{D_B} = \frac{d^2}{4D_B} \ll \frac{L}{u_b} \sim \tau_{z,C} \quad (11)$$

식 (11)을 정리하면  $Re_d Sc_B$ 의 크기에 대한 또 다른 관계식을 다음과 같이 얻을 수 있다.

$$Re_d Sc_B \ll \frac{4L}{d} \quad (12)$$

식 (10)과 (12)를 조합하면, 1차원 플러그류 모델의 가정이 유효한 조건은 다음과 같다.

$$\frac{d}{L} \ll Re_d Sc_B \ll \frac{4L}{d} \quad (13)$$

식 (13)에서 부탄의 Schmidt 수에 일반적인 가정( $Sc_B = 1$ )을 적용하고 본 연구에서 고려하고 있는 마이크로 축매 연소기의 길이( $L = 50$  mm)와 지름( $d = 600$   $\mu\text{m}$ )을 대입하면, 1차원 플러그류 모델의 유효 조건은  $0.012 \ll Re_d \ll 333$ 이다. 세 종류의 유량 실험조건( $Q_{B,in} = 2.5, 5.0, 15$  sccm)을 이용하여 Reynolds 수를 계산하면, 각각  $Re_d = 215, 430, 1330$ 에 해당한다. 두 종류의 유량 조건( $Q_{B,in} = 5.0, 15$  sccm)은 1차원 플러그류 모델의 유효조건 범위 밖에 있으므로, 식 (7)을 이용하여 반응상수를 결정할 때는  $Q_{B,in} = 2.5$  sccm 조건의 실험 데이터를 적용하는 것이 적합하다.

부탄 유량  $Q_{B,in} = 2.5$  sccm 조건에서 측정된 연소기 출구의 실험 데이터를 식 (7)에 적용하면, Fig. 2와 같이  $\ln(k_c)$ 의 값을  $1/T_s$ 에 대해 1차 직선으로 근사할 수 있다. 이로부터 축매 반응상수를 계산하면  $E_a =$

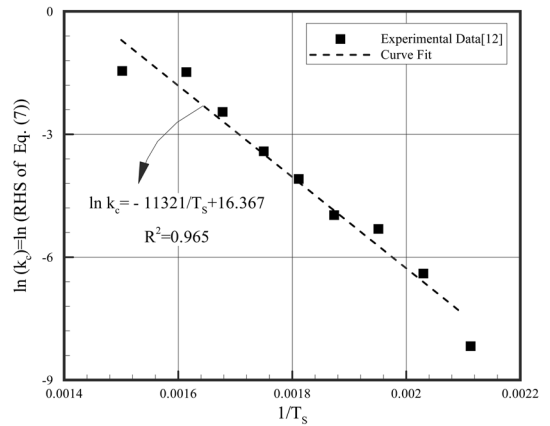


Fig. 2. Dependence of the specific reaction rate on the temperature for the experimental data of  $Q_{B,in} = 2.5$  sccm[15].

$9.4131 \times 10^7$  J/kmol이고  $A' = 1.2831 \times 10^7$  m/s이다. 이전 연구에서는 Fig. 2에서 구한 반응상수 값을 CFD 해석에 적용하여 축매 연소기 내부의 물질전달 속도와 화학반응 속도에 대해 상세한 연구가 진행된 바 있다[15].

### 3. 결과 및 고찰

#### 3.1. 질량 분율 및 열방출률

반응상수를 대입하여 1차원 플러그류 모델로부터 계산된 연소기 출구에서의 부탄 질량분율(mass fraction)과 실험결과를 비교하면 Fig. 3과 같다. 축매 표면 온도( $T_s$ )와 부탄 유량( $Q_{B,in}$ )의 넓은 운전 범위에서 질량분율 변화의 경향뿐만 아니라 크기를 정밀도 높게 예측하고 있다. Fig. 4는 Fig. 3의 질량분율로부터 계산한 발열량을 실험결과와 비교한 것이다. Fig. 3과 4에서 확인할 수 있는 바와 같이 적합

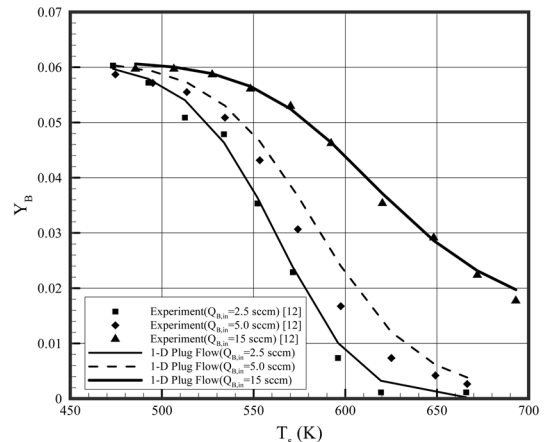


Fig. 3. Mass fraction of butane at the exit of the micro combustor.

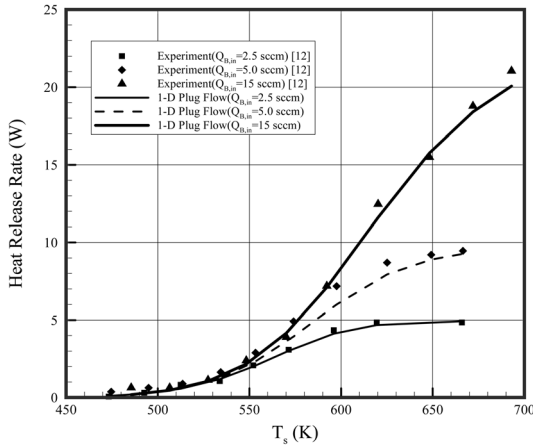


Fig. 4. Heat release rate inside the micro combustor.

한 방법으로 도출된 반응상수를 적용하면, 1차원 플러그류 모델이 마이크로 촉매 연소기의 성능을 예측하는데 매우 유효하게 사용될 수 있다.

### 3.2. 마이크로 촉매 연소기의 크기 설계 기준

마이크로 촉매 연소기를 설계하려면, (i) 일정한 열 방출률(heat release rate)을 갖기 위한 마이크로 촉매 연소기의 크기를 결정하거나 (ii) 일정한 크기의 촉매 연소기가 연소시킬 수 있는 연료의 양을 예측할 필요성이 있다. 마이크로 연소기의 크기와 연소기 내부에서 반응시킬 수 있는 연료 유량 사이의 관계를 유도하기 위해서, 식 (6)에 연소기의 길이를 대입하고 ( $z = L$ ) 정리하면 다음과 같은 식을 얻을 수 있다.

$$\frac{C_{B,b}(L)}{C_{B,b}(0)} = \exp\left(-\frac{LW_p}{u_b A_c} \cdot \frac{k_{m,B} \times k_c}{k_{m,B} + k_c}\right) \quad (14)$$

몰 농도는  $C_{B,b} = \rho_b Y_{B,b} / M_B$ 와 같이 표현할 수 있으므로, 식 (14)에서 좌변 항의 비율은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\frac{C_{B,b}(L)}{C_{B,b}(0)} = \frac{\rho_b(L)}{\rho_b(0)} \times \frac{Y_{B,b}(L)}{Y_{B,b}(0)} \quad (15)$$

이상기체방정식을 이용하여 식 (15)의 밀도를 온도와 압력으로 표현하고, 길이가 짧은 마이크로 촉매 연소기에서 압력 강하를 무시하면 식 (15)는 아래와 같이 정리된다.

$$\frac{C_{B,b}(L)}{C_{B,b}(0)} = \frac{T_b(0)}{T_b(L)} \times \frac{Y_{B,b}(L)}{Y_{B,b}(0)} = \frac{T_b(0)}{T_b(L)} (1 - \eta_f) \quad (16)$$

위에서  $\eta_f$ 는 연료변환 효율이다.

식 (16)의 관계식을 식 (14)의 좌변 항에 대입하고 양변에 자연 로그함수를 적용하여 정리하면 다음과 같은 관계식을 얻을 수 있다.

$$\frac{W_p L}{u_b A_c} = -\ln\left(\frac{T_b(0)}{T_b(L)} (1 - \eta_f)\right) \times \left(\frac{1}{k_c} + \frac{1}{k_{m,B}}\right) \quad (17)$$

식 (17)에서 좌변의 분자 항( $W_p L$ )은 연소기에서 촉매가 코팅된 면적( $S$ )에 해당하고, 분모( $u_b A_c$ )는 연료와 공기 혼합기의 총 유량( $Q$ )이다. 따라서 식 (17)을 촉매 코팅 면적( $S$ )과 혼합기 유량( $Q$ )으로 표현하면 다음과 같다.

$$\frac{S}{Q} = -\ln\left(\frac{T_b(0)}{T_b(L)} (1 - \eta_f)\right) \times \left(\frac{1}{k_c} + \frac{1}{k_{m,B}}\right) \quad (18)$$

식 (18)은 두개 항의 곱으로 표현되어 있다. 첫 번째 항인 (18-a)는 마이크로 연소기의 효율이 미치는 영향을 포함하고 있다. (18-a) 항에 의하면, 화학반응 속도( $k_c$ )와 물질전달 속도( $k_{m,B}$ )가 일정한 조건에서 높은 연료변환 효율( $\eta_f$ )을 달성하려고 할수록 연소기의 크기(촉매 코팅 면적  $S$ )를 증가시켜야 한다. 두 번째 항인 (18-b) 항에 따르면, 혼합기의 일정 유량( $Q$ )을 연료변환 효율  $\eta_f$ 로 연소시키기 위해 필요한 마이크로 촉매 연소기의 크기는 촉매 표면에서의 화학반응 속도( $k_c$ )와 연료가 촉매 벽면까지 이동하는 물질전달 속도( $k_{m,B}$ )가 증가할수록 감소한다.

Fig. 5는 식 (18)의 두 번째 항인 (18-b)에서 화학반응 속도( $k_c$ )와 물질전달 속도( $k_{m,B}$ )의 영향을 보여주고 있다. 낮은 온도조건에서 (18-b) 항의 크기를 결정하는 요인은 화학반응 속도에 해당한다. 약 640 K 부근에서 화학반응 속도와 물질전달 속도의 크기

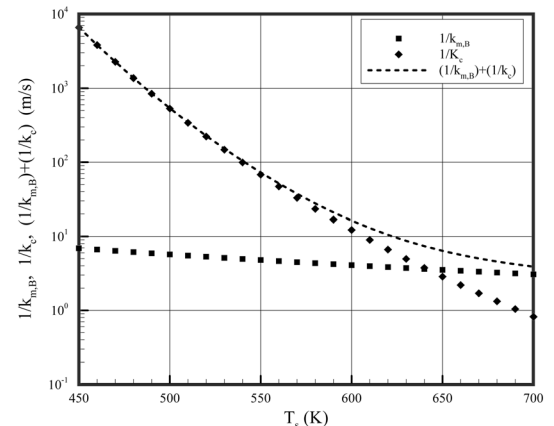


Fig. 5. Effect of specific reaction rate and mass transfer rate on the magnitude of (18-b) in Eq. (18).

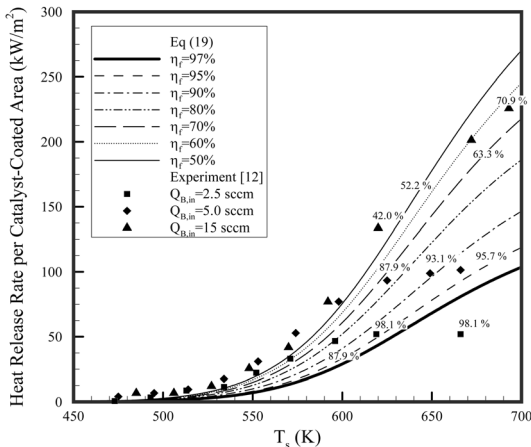


Fig. 6. Heat release rate per unit catalyst-coated area with the various range of temperature and mixture flow-rate in the present micro-catalytic combustor.

가 교차한 이후, 온도가 더 높아지면 화학반응 속도의 영향은 작아지고, 물질전달 속도에 의해 (18-b) 항의 크기가 결정된다.

식 (18)은 다음과 같이 변형하여 표현할 수 있다.

$$\frac{Q}{S} = - \left[ \ln \left( \frac{T_b(0)}{T_b(L)} (1 - \eta_f) \right) \times \left( \frac{1}{k_c} + \frac{1}{k_{m,B}} \right) \right]^{-1} \quad (19)$$

식 (19)에서 좌변은 일정한 크기(촉매 코팅 면적  $S$ )를 갖고 있는 마이크로 촉매 연소기가 연료변환효율  $\eta_f$ 로 운전할 수 있는 혼합기 유량( $Q$ )을 나타낸다.

식 (19)에 연소 반응에 의한 연료의 엔탈피 변화량을 곱하면, 마이크로 촉매 연소기의 단위 면적당 열 방출률이 된다. 식 (19)의 유효성을 확인하기 위하여, 본 연구에서 고려한 마이크로 연소기의 촉매 코팅 면적당 열 방출률을 촉매 벽면 온도와 연료변환 효율에 대해 그래프로 표현하면 Fig. 6과 같다. 600 °C 이상의 고온 영역에서는 실험데이터의 표식에 연료변환 효율도 함께 표시하였다. 식 (19)가 비록 1차원 플러그류 모델을 기반으로 유도된 간단한 관계식이지만, 실험데이터의 경향을 잘 예측할 수 있고 실험에서 얻은 연료변환 효율과도 잘 일치하고 있다.

#### 4. 결론

부탄을 연료로 사용하는 초소형 백금 촉매 연소기의 크기와 열 방출량에 대한 연구를 진행하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

1) 원통형 촉매 연소기에서 부탄의 표면 화학반응을 1차 비가역으로 가정하고 부탄의 몰 균형방정식

에 대한 1차원 플러그류 모델을 적용하였다. 플러그류 모델의 기본 가정이 유효한 연소기의 운전조건을 분석하고 적합한 실험조건을 결정하여 반응 상수를 결정하였다.

2) 이를 이용하여 넓은 범위의 온도와 유량조건에서 얻은 마이크로 연소기 출구의 부탄 질량 분율과 열 방출량을 신뢰성 높게 예측할 수 있었다.

3) 일정한 열 방출률을 갖기 위해 필요한 마이크로 연소기의 크기 결정 기준을 제안하기 위하여 연소기의 크기와 혼합기 유량에 대한 관계식을 유도하였고, 실험 데이터의 경향을 잘 예측할 수 있는 것을 확인하였다.

4) 마이크로 촉매 연소기의 크기는 달성하고자 하는 연료변환 효율( $\eta_f$ )과 연소 속도를 결정하는 화학반응 속도( $k_c$ ) 및 물질전달 속도( $k_{m,B}$ )의 영향을 받고 있다. 목표로 하는 연료변환 효율이 높을수록, 또는 화학반응 속도 및 물질전달 속도가 느릴수록 촉매 연소기의 크기가 커져야 한다.

#### 후기

본 연구는 경일대학교 교내학술연구비 지원으로 수행되었으며 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

#### 참고문헌

- [1] Y. Ju, K. Maruta, Microscale combustion: Technology development and fundamental research, Prog. Energy Combust. Sci., 37 (2011) 669-715.
- [2] D. C. Walther, J. Ahn, Advances and challenges in the development of power-generation systems at small scales, Prog. Energy Combust. Sci., 37 (2011) 583-610.
- [3] A. C. Fernandez-Pello, A. P. Pisano, K. Fu, D. Walther, A. Knobloch, F. Martinez, M. Senesky, D. Jones, C. Stoldt, J. Heppner, MEMS rotary engine power system, International Workshop on Power MEMS, 2002, 28-31.
- [4] S. Tanaka, K. Chang, K. Min, D. Satoh, K. Yoshida, M. Esashi, MEMS-based components of a miniature fuel cell/fuel reformer system, Chem. Eng. J., 101 (2004) 143-149.
- [5] S. Schaevitz, A. J. Franz, K. F. Jensen, M. A. Schmidt, A combustion-based MEMS thermoelectric power generator, The 11th International Conference on Solid-State Sensor and Actuators, 2001, 30-33.
- [6] W. M. Yang, S. K. Chou, C. Shu, Z. W. Li, H. Xue, Development of microthermophotovoltaic system,

- Appl. Phys. Lett., 81 (2002) 5255-5257.
- [7] M. Chen, J. Buckmaster, Modeling of combustion and heat transfer in 'Swiss roll' micro scale combustors, *Combust. Theory Modelling*, 8 (2004) 701-720.
- [8] C. M. Miesse, R. I. Masel, C. D. Jensen, M. A. Shannon, M. Short, Submillimeter-scale combustion, *AIChE J.*, 50(12) (2004) 3206-3214.
- [9] K. Kim, D. Lee, S. Kwon, Effects of thermal and chemical surface-flame interaction on flame quenching, *Combust. Flame*, 146 (2006) 19-28.
- [10] J. Vican, B. F. Gajdeczko, F. L. Dryer, D. L. Milius, I. A. Aksay, R. A. Yetter, Development of a microreactor as a thermal source for microelectromechanical systems power generation, *Proc. Combust. Inst.*, 29 (2002) 909-916.
- [11] X. Wang, J. Zhu, H. Bau, R. J. Gorte, Fabrication of micro-reactors using tape-casting methods, *Catal. Lett.*, 77 (2001) 173-177.
- [12] Y. Suzuki, J. Saito, N. Kasagi, Development of micro catalytic combustor with Pt/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> thin films, *JSME Int. J. B*, 47 (2004) 522-527.
- [13] G. A. Boyarko, C. J. Sung, S. J. Schneider, Catalyzed combustion of hydrogen oxygen in platinum tubes for micro-propulsion applications, *Proc. Combust. Inst.*, 30 (2005) 2481-2488.
- [14] T. Okamasa, G. G. Lee, Y. Suzuki, N. Kasagi, S. Matsuda, Micro Catalytic Combustor Using High-Precision Ceramic Tape Casting, *J. Micromech. Microeng.*, 16(9) (2006) S198-S205.
- [15] G. G. Lee, Y. Suzuki, A Study on the modeling of Pt-catalyzed reaction and the characteristics of mass transfer in a micro-scale combustor, *Trans. Korean Soc. Mech. Eng. B*, 32(11) (2008) 870-877.
- [16] O. Deutschmann, L. I. Maier, U. Reidel, A. H. Stroemman, R. W. Dibble, Hydrogen assisted catalytic combustion of methane on platinum, *Catal. Today*, 59 (2000) 141-150.
- [17] L. L. Raja, R. J. Kee, O. Deutschmann, J. Warnatz, L. D. Schmidt, A critical evaluation of Navier-Stokes, boundary layer, and plug-flow models of the flow and chemistry in a catalytic-combustion monolith, *Catal. Today*, 59 (2000) 47-60.
- [18] S. A. Seyed-Reihani, G. S. Jackson, Effectiveness in catalytic washcoats with multi-step mechanisms for catalytic combustion of hydrogen, *Chem. Eng. Sci.*, 59 (2004) 5937-5948.
- [19] R. E. Hays, B. Lui, R. Moxom, M. Votsmeier, The effect of washcoat geometry on mass transfer in monolith reactors, *Chem. Eng. Sci.*, 59 (2004) 3169-3181.
- [20] R. E. Hays, B. Lui, M. Votsmeier, Calculating effectiveness factors in non-uniform washcoat shapes, *Chem. Eng. Sci.*, 60 (2005) 2037-2050.
- [21] R. E. Hayes, S. T. Kolaczowski, A study of Nusselt and Sherwood numbers in a monolith reactor, *Catal. Today*, 47 (1999) 295-303.
- [22] R. Prasad, L. A. Kennedy, E. Ruckenstein, Catalytic combustion, *Catal. Rev.-Sci. Eng.*, 26 (1984) 1-58.