

탈휘발 예측 코드를 활용한 탈휘발 및 최반응 모델 평가

정대로* · 한가람* · 허강열** · 박호영**

Evaluation of the Structural Coal Combustion Model in a Swirling Pulverized Coal Combustor

Daero Joung, Karam Han, Kang Y. Huh and Hoyoung Park

ABSTRACT

In this study, pre-processor code based on structural behavior of coal is applied to predict yields, pyrolysis rate and compositions of volatile and char. These parameters are used in the devolatilization and char burnout sub-models as user-defined functions of commercial CFD code. The predicted characteristics of these sub-models are compared with those employing the conventional model based on experiment and validated against the measurement of a 2.1 MW swirling pulverized coal flame in a semi-industrial scale furnace. And the influence of the turbulence-chemistry interaction on pulverized coal combustion is analyzed.

Key Words : Coal combustion, Numerical simulation, Devolatilization, Char burnout

기 호 설 명

A_p : surface area of droplet(m^2)	P_{o_2s} : partial pressure of o_2 on the external particle surface(Pa)
d_p : particle diameter(m)	R_{o_2} : global char oxidation rate($kg/m^2 \cdot s$)
m_p : particle mass(kg)	T_p : particle temperature(K)
K_c : kinetic rate of char(s^{-1})	T_w : wall temperature(K)
K_d : diffusion rate of char(s^{-1})	T_∞ : local temperature of the continuous phase(K)
K_v : kinetic rate of volatile(s^{-1})	β : blowing factor
k_D : overall transport coefficient for film diffusion($kg/m^2 \cdot s \cdot Pa$)	ΔH_c : heat of reaction(J/kg)
P : total pressure(Pa)	λ_G : thermal conductivity($W/m \cdot K$)
P_{o_2} : partial pressure of o_2 (Pa)	ϑ : factor for char evolution effect

1. 서론

온실가스 감축에 대한 사회적인 요구와 발전 산업 분야의 경쟁력을 위하여 다양한 방식의 친환경 차세대 발전 시스템이 제안되고 있으며 기존의 석탄 화력 발전소에 대한 성능 개선 사업이 진행되고 있다. 더불어 개발도상국의 전력 사용량 증대로 인해 고품질의 석탄에 대한 수요가 불안정해 지면서 비교적 매장량이 풍부한 저급탄에 대한 수요가 증가하고 있다[1]. 그러나 저급탄은 휘발분과 회분의 양이 고급탄에 비

해 많고 발열량이 낮기 때문에 슬래그나 부착물(fouling)에 의한 열전달 감소 및 부식의 위험이 있다. 설비의 수명 및 안정적인 운전과 효율 향상을 위해 연소로 내의 미분탄 연소 현상에 대한 물리적인 이해가 필요하다. 미분탄 연소에 대한 모델링은 탈휘발(devolatilization), 최반응(char burnout), 화학반응과 난류 유동의 상호 작용, 복사 열전달과 같이 동시에 발생하는 복잡한 현상에 대한 해석을 가능하게 함으로써 설계 사양이나 연료 변경 시 효과를 예측할 수 있는 수단으로 활용되고 있다[2].

탈휘발 및 최반응 모델은 석탄 입자의 특성, 탈휘발 속도, 휘발분 산출량 및 조성에 대한 정보를 필요로 하는데 이는 주로 laminar drop tube test와 같은 반복적인 실험을 통해 경험식의 형태로 제안되었다[3].

* 포항공과대학교 기계공학과

** 한국전력연구원 그린에너지연구소

† 연락저자, huh@postech.ac.kr

그러나 1990년대에 이르러 석탄의 물리 화학적 구조에 입각한 모델(network or structural model)이 제시되었고 공업 분석과 원소 분석자료 만으로 석탄의 특성 및 탈휘발 예측이 가능해 졌다[4]. 이 모델은 경험식을 사용한 모델보다 계산의 부담이 크다는 단점이 있지만 석탄의 종류나 운전 조건에 관계없이 그리고 추가적인 실험 없이 적용 가능하다는 장점이 있다.

본 연구에서는 2.1 MW 실험실 규모의 미분탄 연소로에 대해 각각 탈휘발 예측 코드와 실험에 기초한 모델을 적용하여 탈휘발 및 촉반응 모델의 특성을 파악하고 연소로 내 온도 및 화학종의 농도 예측에 대한 검증을 수행하였다. 추가로 화학 평형을 가정한 연소 모델과 화학 반응 속도를 고려한 연소 모델의 특성을 분석하였다.

2. 수치 해석 방법

2.1. 해석 대상 및 방법

Fig. 1은 2.1 MW 실험실 규모의 IFRF (International Flame Research Foundation) no.1 연소로이다[5,6]. 2 m × 2 m의 사각형 단면에 연소로의 길이는 6.25 m이다. 7개의 냉각 채널을 가지고 5개의 위치에서 속도, 온도 및 화학종의 농도를 측정하였다. 스윙 버너의 형상은 Fig. 2와 같다. Table 1과 같은 조건으로 상압에서 263 kg/h로 석탄이 공급되고 약 0.9의 스윙비를 가지고 공기가 공급된다. 석탄의 공업 분석 및 원소 분석은 Table 2와 같고 미분탄 연소 해석은 실제 형상의 1/4에 대해 periodic 조건으로 상용 소프트웨어인 FLUENT(Ver. 13)를 사용하였다. 난류 모델은

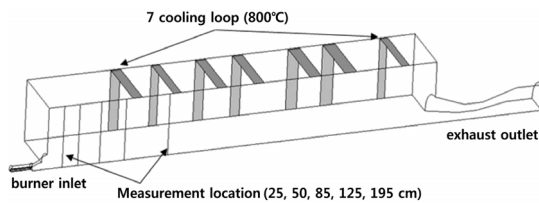


Fig. 1. Schematic of IFRF no.1 Furnace.

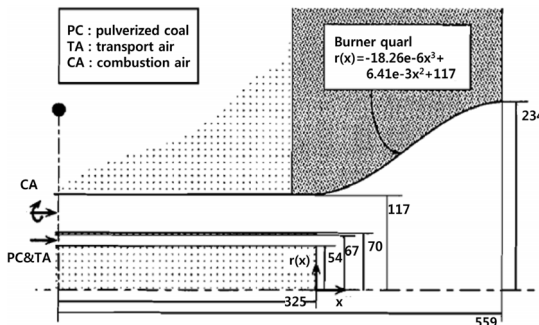


Fig. 2. Schematic of air-staged burner[6].

Table 1. Operating condition

	Mass flow rate (kg/h)	T (°C)
Pulverized Coal	263	70
Transport Air	421	70
Combustion Air	2670	300

Table 2. Fuel property

Proximate analysis (wt%)		Ultimate analysis (wt%, daf)	
Volatile	37	C	79.3
Fixed Carbon	52.5	H	4.7
Ash	8.5	O	13.7
Moisture	2	N	2.3

standard k-e 모델을 사용하였고 복사 모델은 탄화수소 연소 시 광학두께(optical thickness)가 1보다 큰 것을 고려하여 P1 모델을 적용하였다[7]. 미분탄 입자의 평균 크기는 60 μm로서 6개의 단위 입경에 대해 Rosin-Rammler 분포를 적용하였다. 탈휘발 및 촉반응은 앞서 언급한 바와 같이 두 가지 방식을 적용하였다. 첫 번째 방식은 IFRF report[5]의 측정값을 바탕으로 탈휘발 및 촉반응에 대해 경험식(empirical model)을 적용하는 것이다. 이때 탈휘발은 single rate model[8]을 적용하고 촉반응은 kinetic/diffusion rate limited model[9]을 적용하였다.

두 번째 방식은 탈휘발 및 촉반응 예측 코드인 PC-COAL-LAB[10]의 FLASHCHAIN 모듈과 CBK 모듈을 이용하는 것이다. 탈휘발 및 촉반응 모델은 single rate model과 CBK(Carbon Burnout Kinetics)[11]를 user-defined function(UDF)의 형태로 적용하였다. 이때 탈휘발 속도, 휘발분 산출량 및 조성은 석탄의 화학적 특성 및 구조에 입각한 탈휘발 모델인 FLASHCHAIN[4]을 바탕으로 계산되고 single rate model의 상수로 사용된다.

난류 연소 모델은 2단계 총괄 반응식(2step global kinetic mechanism)에 대해 화학 평형을 가정한 EDM (Eddy Dissipation Model)을 적용하였고 추가로 1차 열분해 생성물인 tar와 light gas(CO, CO₂, H₂, H₂O, C_xH_y)에 대해 화학 반응 속도를 고려한 finite-rate chemistry/EDM을 적용하여 미분탄 연소 모델에 대한 검증을 수행하였다.

2.2. 탈휘발 및 촉반응모델

2.2.1. empirical model

간단한 경험식의 형태로써 Badzioch and Hawksley에 의해 single rate 모델이 제안되었다[8]. Single rate 모델은 미분탄 입자의 탈휘발화 과정을 아래와 같이 1차의 아래니우스 형태로 묘사한다.

$$\frac{dV}{dt} = K_v (V^* - V) \quad (1)$$

$$K_v = A_v \exp\left(-\frac{E_c}{RT_p}\right) \quad (2)$$

$$V^* = QV_0 \quad (3)$$

이때 V_0 는 공업 분석(proximate analysis)에 의한 휘발분의 양이고 $Q(Q\text{-factor})$ 는 고온에서 휘발분의 양이 공업 분석치 보다 증가하는 것을 고려한 값이고 결과적으로 V^* 는 휘발분의 최대 산출량을 나타낸다.

탈휘발화 과정을 모사하는 방법은 그 개념이 직관적이고 식의 형태가 단순하지만 탈휘발화 과정을 모사하기 위해 반복적인 실험을 통해 반응상수를 결정해야 한다.

kinetic/diffusion rate limited model은 촉 표면 반응 속도가 화학 반응 속도와 산화제의 확산 속도에 의해 결정된다고 가정한 모델이다[9]. 각 탄종에 대한 활성화 에너지를 실험을 통해 구하고 촉의 질량변화를 아래와 같은 형태로 나타낸다.

$$K_d = C_d \frac{[(T_p + T_\infty)/2]^{0.75}}{d_p} \quad (4)$$

$$K_c = A_c \exp\left(-\frac{E_c}{RT_p}\right) \quad (5)$$

$$\frac{dm_p}{dt} = -A_p p_{O_2} \frac{K_d \cdot K_c}{K_d + K_c} \quad (6)$$

다만 촉의 다공성(porosity)과 pore structure의 변화에 따른 영향, fragmentation, 조성 성분에 따른 영향, 연소 중 촉 표면 면적의 지속적인 변화를 고려하지 않아 한계점을 가진다. 또한 반응 상수 또한 탄종 별로 상이하므로 실험적으로 결정되어야 한다.

2.2.2. structural model

FLASHCHAIN은 석탄 입자의 가교 결합(cross link)된 고분자 구조를 모노머(monomer)에서 infinite chain까지 다양한 크기의 분자량을 갖는 혼합물로 표현한다[4]. 이 때 석탄의 구조를 구성하는 요소는 aromatic nuclei, labile bridge, char links 그리고 peripheral group으로 구분된다. 석탄 입자의 열분해 과정 중 각 요소들이 분리 또는 가교 결합되는 과정을 거치며 tar와 light gas 그리고 촉가 생성된다.

FLASHCHAIN은 미분탄 입자의 내부 구조 및 휘발

과정에서의 물리화학적 변화에 대한 이해를 기반으로 하고 있어서 공업 분석과 원소 분석만으로 추가적인 실험 없이 다양한 종류의 석탄 및 운전 조건에 대해 탈휘발 예측이 가능하다. 그러나 미분탄 연소 해석에 적용하기에는 계산 부담이 크기 때문에 탈휘발 예측 코드로 활용되고 drop tube test를 모사하여 휘발분 산출량 및 조성에 대한 정보를 얻고 탈휘발 속도는 FLASHCHAIN의 결과와 유사하게 single first order rate를 사용한다.

CBK에서 촉반응 속도는 석탄 입자의 막(film)이나 내부의 전달 현상에 간섭받는 복잡한 표면 반응에 의해 결정된다[11]. 그러나 FLASHCHAIN과 마찬가지로 미분탄 연소 해석에 적용하기엔 계산 부담이 크기 때문에 식 (8)과 같이 석탄 입자의 구조 변화를 고려한 형태로 수정된 global nth order kinetics를 사용한다. 반응 상수는 PC-COAL-LAB의 CBK 모듈로부터 계산되고 아래의 비선형 방정식을 동시에 계산하여 반응 속도를 결정한다[10].

$$p_{O_2,s} = \left(\frac{P}{\gamma}\right) \left[1 - \left(1 - \frac{\gamma p_{O_2}}{P}\right)\right] \exp\left(\frac{\gamma R_{O_2}}{k_D P}\right) \quad (7)$$

$$R_{O_2} = \vartheta A_{O_2} \exp\left(\frac{-E_{O_2}}{RT_p}\right) p_{O_2,s}^n \quad (8)$$

$$\rho C_p \left(\frac{d_p}{6}\right) \frac{dT_p}{dt} = -\frac{\lambda_C Nu}{d_p} (T_p - T_\infty) \frac{\beta}{e^\beta - 1} - \sigma \epsilon_p (T_p^4 - T_w^4) + R_{O_2} \Delta H_c \quad (9)$$

Table 3은 IFRF의 측정값과 PC-COAL-LAB의 FLASHCHAIN 모듈을 이용하여 계산한 석탄 입자와 휘발 성분의 특성 및 탈 휘발 속도 상수를 나타낸 것이다. 이 때 FLASHCHAIN은 가스 온도가 1,250°C, 입

Table 3. Coal, volatile matter properties of the Sarr coal fired by experiment and pre-processor code(drop tube furnace : $T_g = 1,250^\circ\text{C}$, $D_p = 45 \mu\text{m}$)

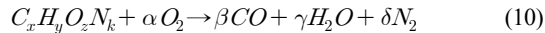
Coal particle properties	Exp	code
Density (kg/m^3)	1,000	1,101
C_p ($\text{J/kg} \cdot \text{K}$)	1,200	1,980
Volatile matter properties		code
molecular weight (kg/kmol)	86	51.6
Q-factor	1.7	1.49
Swelling Index	1	1.07
Single rate, A (1/s)	2e + 5	9.8e + 4
Single rate, Ea (J/kmol)	7.4e + 7	4.5e + 7

자 지름이 45 μm인 조건의 drop tube furnace에서의 탈휘발 과정을 모사한 결과이다.

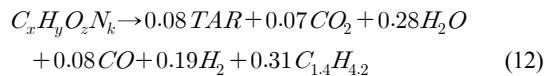
2.3. 난류 연소 모델

난류 연소 모델은 휘발 가스의 화학 반응을 모사하기 위한 것이다. 탈휘발 과정에서 각 휘발 가스의 조성 및 산출량에 대한 정보를 얻기 어렵기 때문에 기존의 연구는 휘발분을 하나의 화학종의 형태(C_xH_yO_zN_k)로 나타내고 화학 평형을 가정하여 해석을 수행하였다[12]. 그러나 FLASHCHAIN 모듈을 통해 탈휘발 과정에서 휘발 가스 및 산출량에 대한 정보의 취득이 가능해졌다. 본 연구에서는 먼저 기존의 방식을 사용해 탈휘발 및 촉반응에 대한 empirical 모델과 structural 모델을 비교 검증하고 structural 모델에 대해 휘발 가스의 화학 반응 속도를 고려한 방식으로 난류 연소 모델에 대한 영향을 평가하였다.

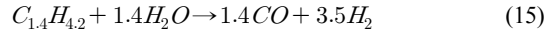
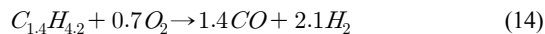
첫 번째 방식으로 화학 평형을 가정한 Eddy dissipation model(EDM)을 사용하였다. 반응 속도는 turbulent time scale에 의해 결정되고 가스 반응은 아래와 같이 global 2 step reaction을 사용하였다.



두 번째 방식은 FLASHCHAIN 모듈로부터 탈휘발 과정에서 발생하는 휘발 가스 조성 및 산출량에 대한 정보를 얻고 화학 반응 속도를 고려한 finite-rate chemistry/EDM을 적용하였다. 식 (12)는 1차 열분해 과정의 생성물을 나타내고 비가역 화학 평형을 가정하여 계산하였다.



tar의 반응은 Fortch의 global mechanism[13]을 사용하였다. Jones와 Lindstedt[14]의 메커니즘이 알칸 계열의 탄화수소만 적용가능한데 비해 Fortsch의 메커니즘은 일반적인 적용이 가능하다. Fortsch의 메커니즘에서 본 연구에서 고려하는 탄화수소의 반응 상수가 모두 동일하기 때문에 탈휘발 과정에서 생성된 탄화수소는 물분율을 고려하여 C_{1.4}H_{4.2}의 형태로 설정하였다. 아래는 본 연구에서 사용한 tar의 반응 메커니즘이다.



3. 결과

3.1. 탈휘발 및 촉반응 모델 특성

휘발분을 하나의 화학종의 형태로 가정하고 EDM을 적용하여 empirical 모델과 structural 모델의 특성을 고찰하였다.

Fig. 3은 CO의 몰농도, 온도 그리고 탈휘발 및 촉반응 속도에 대한 분포이다. x = 10 cm 위치의 quartz 영역에서 탈휘발이 시작되고 내부 재순환 영역을 따라 x = 25 cm 위치까지 연소로 중심부에서 휘발분이 생성된다. 휘발분이 O₂와 반응하여 CO가 생성되고 다시 CO의 연쇄 반응이 일어나 연소로 중심부에서 고온 영역이 생성된다.

촉반응은 탈휘발이 끝나는 quartz 영역 끝에서 시작되고 x = 25 cm에서 고온의 연소 가스에 의해 반응이 촉진되며 x = 195 cm까지 진행된다.

Fig. 4-6은 버너 입구 벽면으로부터 축방향으로 각각 25, 85, 195 cm 위치에서의 온도와 화학종의 농도를 나타낸 것이다. 1000°C 이상의 고온에서 휘발분 산출량은 공업 분석치보다 더 많은 양의 휘발분이 생성되는데 IFRF의 측정치는 공업 분석치의 1.7배(Q = 1.7)로 약 64%의 휘발분이 생성되는 것으로 나타난다. 반면에 촉는 27%로 감소한다.

Q-factor가 1.7인 Empirical 모델의 결과를 살펴보

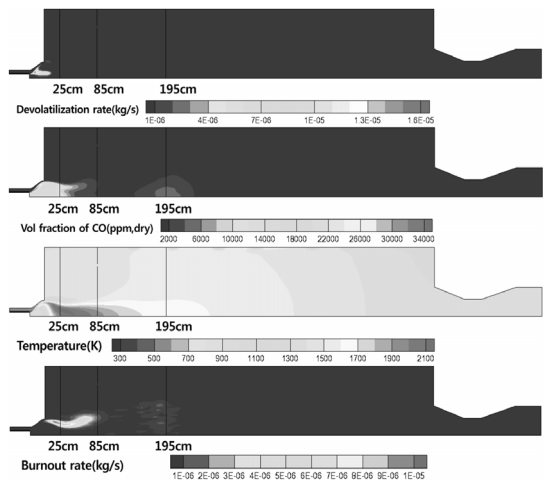


Fig. 3. Distribution of devolatilization rate, co volume fraction, temperature and char burnout rate(structural model with EDM).

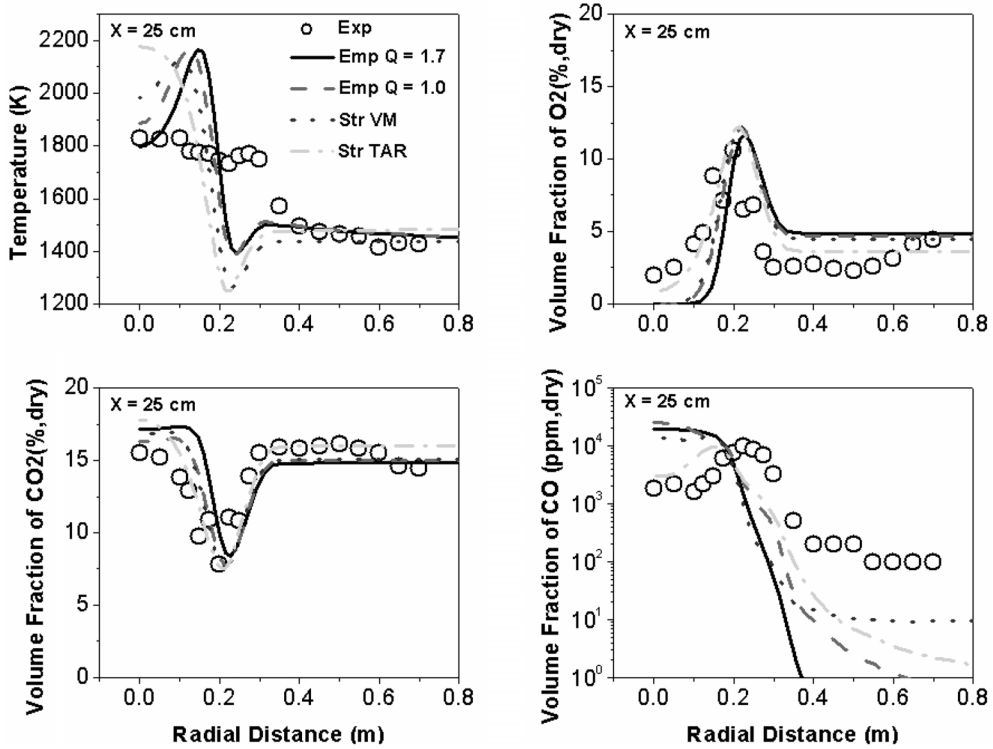


Fig. 4. Radial profiles of the mean temperature and species volume fraction at $x = 25$ cm.

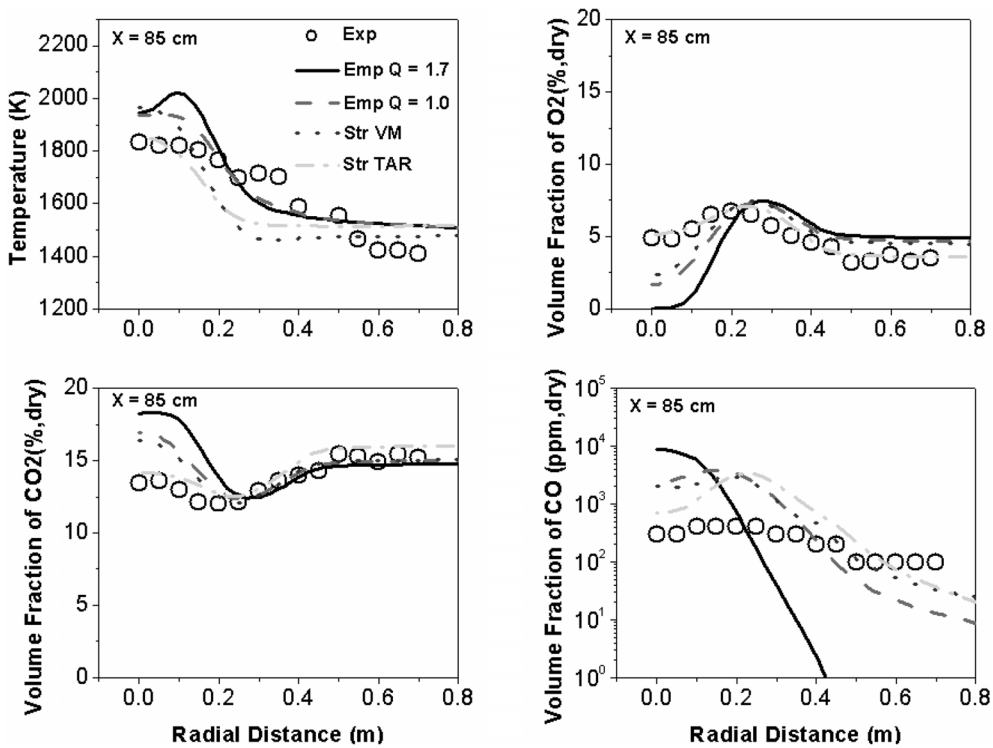


Fig. 5. Radial profiles of the mean temperature and species mass fraction at $x = 85$ cm.

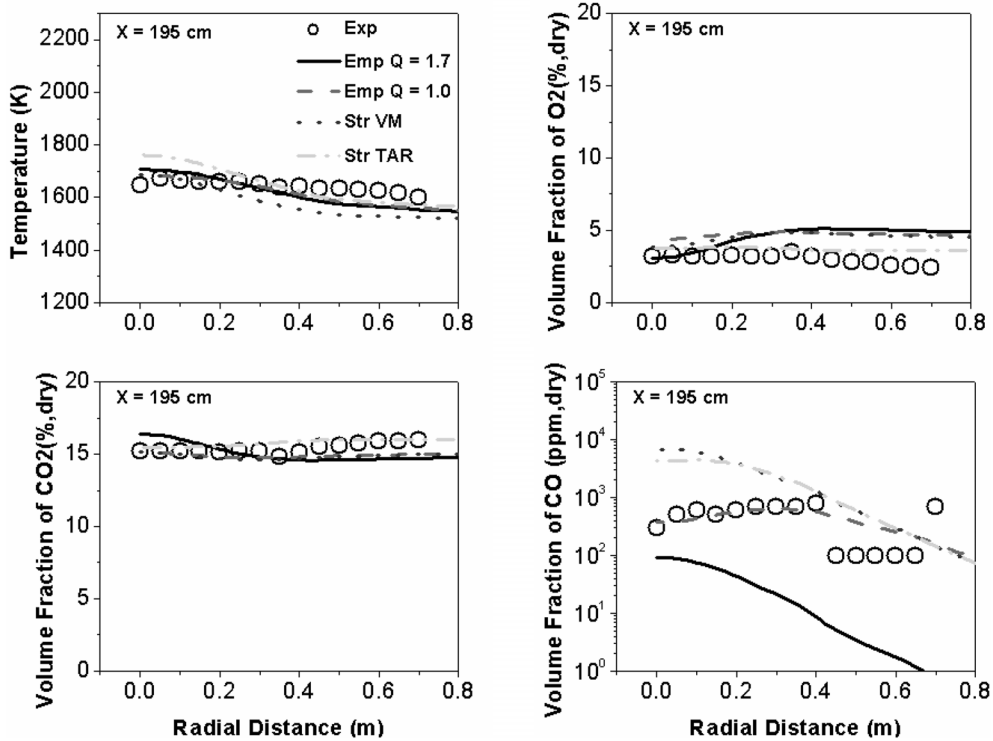


Fig. 6. Radial profiles of the mean temperature and species mass fraction at x = 195 cm.

면 25 cm 위치에서 측정값에 비해 온도를 400°C 정도 과대, 과소 예측하는 구간이 발생하는데 25 cm 위치는 연소 가스와 주변 공기의 속도 차이에 의해 전단층(shear layer)이 형성되는 영역이다. 실험에서는 미분탄이 비균질 공급되면서 전단층내에서 화염 불안정이 발생하고 이로 인하여 실제로 측정된 값은 전단층 내에서 반경방향으로 평균한 값이라고 보고하였다[6]. 좌반응은 125 cm 부근에서 종료되는데 85 cm 위치에서는 200°C 내로 실험과 유사한 경향을 나타내고 연소기 후단인 195 cm에서는 50°C 내로 거의 일치한다.

휘발분 산출량은 탄종에 따라 정도의 차이는 있으나 약 500°C 이하에서 공업 분석치를 유지하고 온도가 증가함에 따라 비례해서 증가하고 1000°C 이상에서 최대량으로 고정되기 때문에 본 계산에서 초기 휘발분의 양을 64%로 고정한 것은 타당하지 않다. 그러나 실제 휘발되는 양이 공업 분석치와 최대 산출량 사이에 있는 것을 고려할 때 초기 휘발분을 Q=1.7로 가정한 경우와 반대로 온도에 상관없이 초기 휘발량이 공업 분석치와 같은 Q=1로 가정한 경우를 통해 실제 연소 현상을 유추해 볼 수 있다.

CO의 생성은 휘발분 연소와 좌반응의 두가지 측면으로 생각할 수 있다. 초기 휘발량에 따라 휘발분의 성분이 달라지는데 이에 따라 식 (10)의 가스 반응이

Q = 1.7인 경우 $VM + 3.42O_2 \rightarrow 5.05CO$ 로 Q = 1.0인 경우 $VM' + 3.32O_2 \rightarrow 3.57CO$ 로 바뀌게 된다. 탈휘발화가 10 cm에 위치한 quarl 영역에서 대부분 발생하는 것을 고려하면 Q = 1.7인 경우 Q = 1.0에 비해 CO의 증가량이 더 커지고 이로 인해 CO₂의 반응 또한 증가하는 것을 Fig. 4와 5를 통해 알 수 있다. 85 cm 이후는 휘발분 연소에 비해 좌반응의 영향이 증가하는 구간으로 좌의 양이 많은 Q = 1.0의 경우 CO의 농도가 증가하는 것을 알 수 있다.

앞의 두 경우는 석탄의 탈휘발 및 좌반응 모델이 측정값에 기초한데 반해 FLASHCHAIN과 CBK를 적용한 경우는 석탄의 공업 분석치와 원소 분석만을 바탕으로 계산한 결과이다. Table 3에서 볼 수 있듯이 석탄 입자 및 휘발 성분의 특성에서 측정값과 차이가 있지만 Q = 1.7인 경우에 비해 모든 위치에서 실험 데이터와 정량적으로 일치하는 것을 확인할 수 있다. 그러나 휘발분이 모두 CO로 반응하고 CO의 느린 반응 속도[15]를 고려하지 않고 화학 평형을 가정하였기 때문에 휘발 가스의 연소가 발생하는 영역(r = 0.2 m 이내)에서 CO와 CO₂ 모두 과대 예측하였다.

3.2. 연소 모델의 영향

FLASHCHAIN 모듈로부터 1차 열분해 생성물인 tar와 light gas에 대한 산출량을 얻고 화학 반응 속도

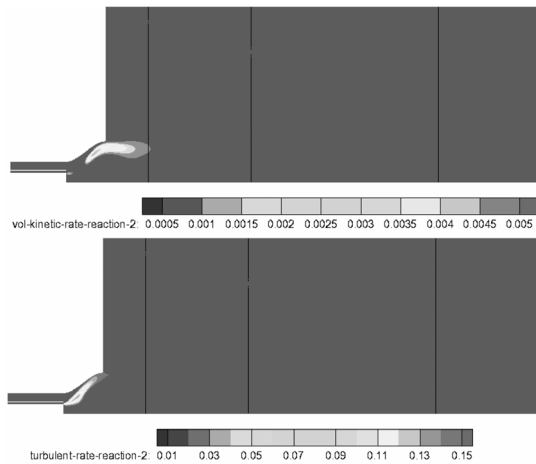


Fig. 7. Distribution of tar reaction rate by kinetics and turbulence(structural model with finite-rate chemistry/EDM).

를 고려한 finite-rate chemistry/EDM을 적용하여 연소 모델의 영향을 살펴보았다.

Finite-rate chemistry/EDM은 계산 격자에서 화학 반응 속도와 turbulent time scale을 고려한 EDM의 반응 속도 중 더 느린 쪽에 의해 반응 속도가 결정된다. Fig. 7은 tar의 반응 속도를 나타낸 것으로 화학 반응 속도가 더 느리기 때문에 계산에서 식 (13)의 반응 속도로 사용된다.

계산 결과는 Fig. 4~6의 structural tar에 해당한다. Fig. 4에서 EDM 결과와 다르게 연소기 중심에서 고온 영역이 생성되는데 이는 식 (15)의 탄화수소와 수증기에 의한 반응 때문인 것으로 생각된다. 식 (15)를 제외한 모든 반응이 버너 곡면을 따라 발생하는데 반해 식 (15)의 반응은 quarl 영역 내부에서 발생하고 연소기 중심에서 고온 영역을 형성한다. 195 cm 위치에서 예측된 CO는 대부분 촉반응의 결과이고 연소 모델에 관계없이 동일한 분포를 나타낸다. 1차 열분해 생성물과 화학 반응 속도를 고려한 연소 모델은 모든 위치에서 평형을 가정한 연소 모델에 비해 개선된 결과를 나타냈다. 특히 O₂와 CO₂의 농도는 측정값과 거의 일치하는 것을 확인 할 수 있다.

4. 결론

IFRF 미분탄 연소로 내부의 온도 및 화학종 농도에 대한 미분탄 연소 모델 검증은 수행하였다. 탈휘발 예측 코드를 통해 도출된 석탄 입자의 특성과 탈휘발 및 촉반응 모델은 신뢰할 수준이라고 판단된다. 휘발분을 단일 화학종으로 선정하여 화학 평형을 가정하는 것보다 tar와 light gas에 대한 화학 반응 속도를 고려한 방식이 정량적으로 더 잘 일치하는 결과를 나

타낸다. 본 연구에서는 Q factor를 적용한 휘발분의 최대 산출량을 수치 해석의 초기 조건으로 사용하였는데 실제 연소로에서는 온도에 따른 휘발분 산출량의 변화를 고려해야 할 것이다.

후 기

이 연구는 지식경제부 에너지자원기술개발사업의 일환(20102030200051)으로 수행되었습니다.

참고문헌

- [1] 에너지경제연구원, “세계 석탄 수급 및 2010년 연료탄 가격 전망: 국제 에너지 시황 분석”, 2009.
- [2] 채태영, 박상현, 홍재현, 양원, 이상훈, 류창국, “전산유동해석을 이용한 100 MWe급 석탄 순산소 연소 실증 보일러의 설계 및 운전조건 평가”, 한국연소학회지, Vol. 16, 2011, pp. 1-8.
- [3] A. Williams, R. Backreedy, R. Habib, J. M. Jones, and M. Pourkashanain, “Modelling coal combustion: the current position”, Fuel, Vol. 81, 2002, pp. 605-618.
- [4] S. Niksa, “FLASHCHAIN Theory for Rapid Coal Devolatilization Kinetics. 3. Modeling the Behavior of Various Coals”, Energy and Fuels. Vol 5, 1991, pp. 673-683.
- [5] R. Weber, J. Dugue, A. Sayre, A. A. F. Peters and B. M. Visser, “Measurements and Computations of Quarl Zone Flow Field and Chemistry in a Swirling Pulverized Coal Flame”, IFRF Doc. No. F36/y/20, 1992.
- [6] A. A. F. Peters and R. Weber, “Mathematical Modeling of a 2.4 MW Swirling Pulverized Coal Flame”, Combustion Science and Technology, Vol, 122, 1997, pp. 131-182.
- [7] M. Ilbas, “The effect of thermal radiation and radiation models on hydrogen-hydrocarbon combustion modelling”, International Journal of Hydrogen Energy. Vol. 30, 2005, pp. 1113-1126.
- [8] S. Badzioch and P.G.W. Hawksiey, “Kinetics of Thermal Decomposition of Pulverized Coal Particles”, Ind. Eng. Chem. Process Des. Dev., Vol. 9, 1970, pp. 521-530.
- [9] M. A. Field, “Rate of Combustion of Size-graded Fractions of Char from a low-rank Coal between 1,200 K and 2,000 K”, Combustion and Flame, 1969, Vol 13, pp. 237-252.
- [10] PC Coal Lab Version 4.1, User Guide and Tutorial
- [11] S. Niksa, G. Liu, and R. H. Hurt, “Coal convert-

- sion submodels for design applications at elevated pressures. Part 1. devolatilization and char oxidation”, *Progress in Energy and Combustion Science*, Vol. 29, 2003, pp. 425-477.
- [12] N. Hashimoto, R. Kurose, H. Tsuji, and H. Shirai, “A Numerical Analysis of Pulverized Coal Combustion in a Multiburner Furnace”, *Energy & Fuels*, Vol. 21, 2007, pp. 1950-1958.
- [13] D. Fortsch, F. Kluger, U. Schnell, H. Spliethoff, and K. R. G. Hein, “A Kinetic Model for the Prediction of NO Emissions from Staged Combustion of Pulverized Coal”, *Twenty-seventh Symposium (International) on Combustion/The Combustion Institute*, 1998, pp. 3037-3044.
- [14] W. P. Jones and R. P. Lindstedt, “Global Reaction Schemes for Hydrocarbon Combustion”, *Combustion and Flame*, Vol. 73, 1988, pp. 233-249.
- [15] C. K. Westbrook and F. L. Dryer, “Chemical Kinetic Modeling of Hydrocarbon Combustion”, *Prog. Energy Combust. Sci*, Vol. 10, 1984, pp. 1-57.

접수일 : 2012. 05. 18
심사완료일 : 2012. 06. 01