

# 분류층 석탄반응로에서 유동분포가 연소성능에 미치는 영향

조한창\* · 신현동\*\*  
(1999년 1월 20일 접수)

## Effect of Flow Distribution on the Combustion Efficiency in an Entrained-Bed Coal Reactor

Han Chang CHO and Hyun Dong SHIN

**Key Words:** Flow Distribution(유동분포), Stirred Part(교반부분), Swirl Number(선회수), Flame Front(화염선단), Combustion Efficiency(연소효율)

### Abstract

A numerical study was carried out to analyze the effect of flow distribution of stirred part and plug flow part on combustion efficiency at the coal gasification process in an entrained bed coal reactor. The model of computation was based on gas phase eulerian balance equations of mass and momentum. The solid phase was described by lagrangian equations of motion. The k-ε model was used to calculate the turbulence flow and eddy dissipation model was used to describe the gas phase reaction rate. The radiation was solved using a Monte-Carlo method. One-step parallel two reaction model was employed for the devolatilization process of a high volatile bituminous Kideco coal. The computations agreed well with the experiments, but the flame front was closer to the burner than the measured one. The flow distribution of a stirred part and a plug flow part in a reactor was a function of the magnitude of recirculation zone resulted from the swirl. the combustion efficiency was enhanced with decreasing stirred part and the maximum value was found around  $S=1.2$ , having the minimum stirred part. The combustion efficiency resulted from not only the flow distribution but also the particle residence time through the hot reaction zone of the stirred part, in particular for the weak swirl without IRZ(internal recirculation zone) and the long lifted flame.

### 1. 서론

반응로내 석탄연소와 가스화연구에서 연소성능을 파악하고 이를 좀 더 향상시키기 위한 많은 노력이 있었다.<sup>(1,2)</sup> 그중 Beer<sup>(3)</sup>는 화로물 상부의 교반부분(stirred part)과 하류의 플러그유동부분(plug flow part)으로 나눌 수 있으며, 각 부분의 크기와 그 비율, 즉 유동분포(flow distribution)는 선회수(swirl number)에 의해 조절된다는 것을 관찰하였다. 각 유동부분에서 반응이 일어날 때 이를 WSR(Well-Stirred Reactor)과 PFR(Plug Flow Reactor)으로 정의하는데, WSR과 PFR에서의 반응률(reaction rate)은 이론적으로 서로 크게 다르다.

Beer는 각 체재시간에서 WSR과 PFR중에 높은 반응률을 갖는 반응로를 택하여 화로물 구성하면 최고의 연소성능을 얻을 수 있을 것이라 판단하고, 이를 실험적으로 검증하였다. 그는 IJmuiden 화로에서 교반부분이 적을수록 좋은 연소성능을 보이며 선회수 1.8에서 최적의 연소성능을 얻을 수 있을 것이라 보고하였다. Godoy<sup>(4)</sup>는 버너출구부근에서 최적의 혼합(mixing)과 체재시간(residence time)을 갖는 선회수인 1.0부근에서 최적의 노성능을 얻었다. Costa<sup>(5)</sup>는 강선회조건에서 버너출구부근에 생성되는 내부재순환영역(internal recirculation zone)에서의 입자 체재시간이 연소성능을 지배한다고 수치적으로 밝혔지만, 유동분포와 연소성능간의 관계에 대해서는 언급하지 않았다.

본 연구는 선회수가 연소성능과 유동분포에 미치는 영향을 석탄가스화조건에서 수치적으로 얻

\* 한국과학기술원 기계공학과

\*\* 회원, 한국과학기술원 기계공학과

어 보고자 한다. 이를 위하여 PSIC(Particle-Source In Cell)방식<sup>(6)</sup>으로 구성된 수치코드를 완성하고 실험결과와의 비교를 통하여 그 유용성과 가능성을 평가해 보고자 한다. 또한 선회수에 따라 생성되는 내부재순환영역과 화염전단의 위치와의 관계를 평가해 보고자 한다.

## 2. Model Formulations

PSIC방식은 입자를 Lagrangian관점으로 계산하고 가스유동을 Eulerian관점에서 풀이한다. 수치해석은 기상과 입자의 지배방정식, 복사열전달, 미분탄의 반응모델과 경계조건, 격자계 그리고 알고리즘을 포함하는 계산과정으로 구성되어 있다.

### 2.1 기상외 지배방정식

축대칭 2차원의 화로에서 기상평균 지배방정식은 다음과 같이 정리할 수 있다.<sup>(6)</sup>

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho u \phi) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \rho v \phi) = \frac{\partial}{\partial x}(\Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial x}) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial r}) + S_\phi + S_{\phi p}$$

여기서 종속변수  $\phi$ 는 연속방정식에서 1이고, 이외의 변수는 기상속도( $u, v, w$ ), 엔탈피( $h$ ), 난류운동에너지( $k$ ), 에디소산율( $\epsilon$ ), 화학종의 질량분율( $Y_i$ , 여기서  $i=O_2, H_2O, CO_2, CO, H_2, N_2, C_mH_n$  등) 등

이다. 각 변수의 확산계수  $\Gamma_\phi$ , 유동에 의한 생성항  $S_\phi$ , 입자-기상간의 생성항  $S_{\phi p}$ 은 Table 1과 같이 정리할 수 있다. 밀도  $\rho$ 는 이상기체 상태방정식에서 계산하였다. 엔탈피는 각 화학종의 비열을 온도의 1차함수로 가정하고 계산하였다.  $Q_r$ 은 복사열전달에 의해 생성항이다.

### 2.2 입자의 운동방정식

Lagrangian방식에 의한 입자속도와 위치는 원통형좌표계에서 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$dx_{p,i}/dt = u_{p,i}, \quad i=1, 2, 3 \quad (2)$$

$$du_{p,i}/dt = \tau(u_i - u_{p,i}) + g_i \quad (3)$$

여기서  $\tau = (3/4) \cdot (\mu/\rho_p d_p^2) C_D Re_p$ ,  $x_p$ 는 입자위치이며, 하첨자  $p$ 는 입자를,  $g$ 는 중력을 의미한다. 레일놀즈수는  $Re_p = \rho |u_i - u_{p,i}| d_p/\mu$ 로 정의된다. 마찰계수  $C_D$ 는 Wallis-Klichko식을 사용하였다.<sup>(7)</sup>

에디내 기상의 순간속도는 기상 평균속도와 난류변동속도의 합으로 정의된다. 이때 난류변동속도는 난류에너지의 등방성분,  $(2k/3)^{1/2}$ 에 발생된 난수풀 곱한 값으로 결정하였다. 에디와 입자간 접촉시간(interaction time)은 에디가 존재하는 동안(eddy lifetime),  $L_{eddy}/(2k/3)^{1/2}$ 이거나 입자가  $L_{eddy} = c_\mu^{3/4} k^{3/2}/\epsilon$ 으로 정의되는 에디특성길이(characteristic eddy size)를 횡단하는 동안에만

Table 1 Gas-phase equations for particle trajectory model.

	$\phi$	$\Gamma_\phi$	$S_\phi$	$S_{\phi p} Vol$
continuity	1	0	0	$S = -\sum n_k \dot{m}_{c,k}$
Axial momentum	$u$	$\mu_s$	$-\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x}(\mu_s \frac{\partial u}{\partial x}) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \mu_s \frac{\partial u}{\partial r})$	$\vec{S}u - n_k m_c \frac{d\vec{u}}{dt}$
Radial momentum	$v$	$\mu_s$	$-\frac{\partial p}{\partial r} + \frac{\partial}{\partial x}(\mu_s \frac{\partial v}{\partial r}) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r}(r \mu_s \frac{\partial v}{\partial r}) - 2\mu_s v/r^2 + \rho w^2/r$	$\vec{S}v - n_k m_c \frac{d\vec{v}}{dt}$
Tangential momentum	$w$	$\mu_s$	$-\rho v w/r - \mu_s w/r^2 - (w/r) \partial \mu_s / \partial r$	$\vec{S}w - n_k m_c \frac{d\vec{w}}{dt}$
TKE	$k$	$\mu_c/\sigma_k$	$G_k - \rho \epsilon$	0
TKE dissipation rate	$\epsilon$	$\mu_c/\sigma_\epsilon$	$\epsilon/k(c_1 G_k - c_2 \rho \epsilon)$	0
Gas species	$Y_s$	$\mu_s/\sigma_Y$	$-\nu_s w_s R_f$	$a_s S$
Gas energy	$h$	$\mu_s/\sigma_h$	$\nu_s w_s R_f H_f + Q_r$	$\sum n_k Q_k + c_p TS$

$$G_k = \mu_s \left[ 2 \left( \frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + 2 \left( \frac{\partial v}{\partial r} \right)^2 + \left( \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 \right], \quad \mu_s = \mu_L + \mu_T, \quad \mu_T = c_\mu \rho k^2 / \epsilon$$

$$\sigma_k, \sigma_Y, \sigma_h = 0.9, \quad c_\mu = 0.09, \quad c_1 = 1.44, \quad c_2 = 1.92, \quad \sigma_\epsilon = 1.3$$

일어난다.<sup>(8)</sup>

케적을 따르는 입자의 평균온도는 입자내 에너지 보전식에서 얻을 수 있다.

$$m_p c_{p,c} \frac{dT_p}{dt} = \pi d_p^2 [\epsilon \sigma (T^4 - T_p^4) + h(T - T_p)] + \sum \dot{m}_{p,i} \Delta H_i \quad (4)$$

이때  $m_p$ 는 입자질량,  $c_{p,c}$ 는 입자비열이며,  $\dot{m}_{p,i}$ 와  $\Delta H_i$ 는 반응과정  $i$ 에서의 반응률과 발열량이다. 대류열전달계수  $h$ 는 다음 식에서 계산하였다.<sup>(6)</sup>

$$Nu = hd_p/\lambda_g = 2 + 0.6 Re_p^{0.5} Pr^{0.33} \quad (5)$$

여기서 프란틀 수  $Pr$ 는 0.7을 사용하였다.

### 2.3 미분탄의 반응모델

미분탄의 반응과정을 단순화하기 위하여 다음의 가정을 하였다. 입자는 구형이며, 반응중에 입자의 쪼개짐이나 합체는 무시하였다. 입자는 초기에 휘발분과 활(cha)로 구성된 원탄(raw coal), 수분과 회분으로 구성되며, 이때 활은 탄소만으로 가정하고 회분은 불활성으로 가정하였다.

입자가 노내로 공급되면 휘발과 벽면으로부터의 복사열과 고온 주위류로부터의 대류열에 의해 가열된다. 가열되면서 수분이 먼저 증발되고 휘발분의 방출, 즉 탈휘발과정(devolatilization)이 일어나며, 이후 고체성분의 잔류 활과 휘발연료가 산소 또는 다른 화학종과의 반응이 일어난다. 먼저 수분의 방출은 액적 스프레이의 증발과정과 동일한 식을 사용하였다.<sup>(6)</sup> 탈휘발과정의 반응률은 일단이반응모델(one-step two parallel reaction model)을 이용하였다.<sup>(9)</sup>

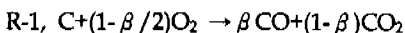
$$\dot{m}_r = m_{r0} \int_0^t (\alpha_1 k_1 + \alpha_2 k_2) \cdot e^{-\int_0^t (k_1 + k_2) dt} dt \quad (6)$$

이때  $k_1, k_2$ 는 아레니우스식(Arrhenius)으로 정의된다. 하첨자 0는 초기상태를 의미하며,  $\alpha_1$ 과  $\alpha_2$ 는 입자의 당량계수이다. 탈휘발과정의 잠열은 0.626MJ/kg이라 가정하였다.<sup>(10)</sup> 탈휘발과정에서 부풀음(swelling)효과에 의한 입경증가는 다음 식에서 유추하였다.<sup>(11)</sup>

$$d_p = d_{p0} [1 + \gamma(m_{r0} - m_r)/m_{r0}] \quad (7)$$

이때 부풀음요소는  $\gamma=0.1$ 이라 정의하였다.<sup>(11)</sup>

화반응은 다음의 세 가지만을 고려하였다.



산소와의 화반응(R-1)은 비가역적인 일차반응으로 가정하고 그 반응률은 반응가스가 미세구조로 확산되는 시간스케일과 화와 산소간의 화학반응 시간스케일의 조합으로 조절된다.<sup>(10)</sup>

$$\frac{dm_{c,1}}{dt} = \pi d_p^2 P_{O_2} \frac{k_c \cdot k_d}{(k_c + k_d)} \quad (8)$$

이때  $P_{O_2}$ 는 산소의 부분압(partial pressure)이다. 확산률은  $k_d = 2.53 \times 10^{-7} \psi T_m^{0.75} / d_p$ , 화학반응률은  $k_c = 0.918 \exp(-8200/T_p)$ , 입자의 표면온도는  $T_m = (T + T_p)/2$  식을 사용하였다.<sup>(12)</sup> R-1에서 CO와 CO<sub>2</sub>의 생성비율은 다음과 같다.<sup>(11)</sup>

$$CO/CO_2 = 2500 \exp(-6250/T_p) \quad (9)$$

확산기수  $\psi$ 는 R-1의 주생성물이 CO인 경우에 2, CO<sub>2</sub>인 경우에는 1이 된다.

가스화반응인 R-2과 R-3는 주로 산소가 고갈된 상태에서는 중요한 반응으로 취급되고 있다.<sup>(11)</sup>

$$\frac{dm_{c,2}}{dt} = C^* \frac{k_1 p_{CO_2}}{1 + k_2 p_{CO} + k_3 p_{CO_2}} \quad (10)$$

$$\frac{dm_{c,3}}{dt} = C^* \frac{k_1 p_{H_2O}}{1 + k_2 p_{H_2} + k_3 p_{H_2O}} \quad (11)$$

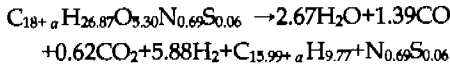
여기서  $C^*$ 는 잔류탄소량,  $k_i$ 는 아레니우스식으로 정의되는 반응상수(rate constant)이다.

### 2.4 미분탄과 휘발분의 반응모델

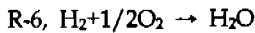
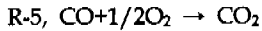
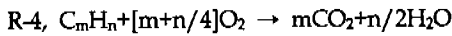
본 연구에서 사용된 탄은 인도네시아산 키데코(Kideco)탄이다. 키데코탄은 원소분석(elemental analysis)으로부터 C 70.40%, H 4.79%, N 1.22%, S 0.25%, 회분 1.78%, O 21.56%등으로 구성되고, 공업분석(proximate analysis)으로부터 고정탄소 42.92%, 휘발분 43.30%, 수분 12.10%, 회분이 1.68%등으로 구성되어 있었다.

탈휘발과정중에 발산되는 휘발분은 다양한 성분의 가스와 타르의 혼합물이다. 그러나 그 양과 조성은 석탄의 종류, 최종온도와 압력등에 따라 큰 차이를 보이기 때문에 실험결과와의 비교를 통하여 검증해야 한다. 키데코탄에서 공업분석을 기준으로 휘발분의 분자식을 계산해 보면  $C_{18+a}H_{26.87}O_{3.30}N_{0.69}S_{0.06}$ 으로 정의할 수 있다. 공업분석에서의 휘발분량에 대한 실제 탈휘발량을  $Q^{(13)}$ 라고 정의했을 때 실제 탈휘발량은 일반적으로 기준 휘발분량보다 많이 발생한다. 이에 따라 활(탄소)의 일부분이 탈휘발과정에서 상전환되는데 그

증가분이 바로  $a$  값이다. 본 연구에서는 탈휘발 온도가 비교적 낮기 때문에 공업분석에서의 휘발분보다 약간 많은  $Q=1.2$ 를 적용하였다. 이때  $a=5.67$ 으로 정의된다. 휘발분이 탈휘발과정으로 여러 화학종으로 분해되면서 발산되는데 본 연구에서는 Govind<sup>(7)</sup>가 채택한 다성분의 휘발분 조성에서 실험결과와 가장 근접된 결과가 도출됨에 따라 아래의 휘발분 조성을 사용하였다.



기상연료의 반응은 아래와 같이 일단반응으로 가정하고 계산하였다.



위 기상반응들의 시간평균 기상반응률은 화학반응률과 에디소산모델(eddy dissipation model)에 의한 확산반응률중 최소값을 적용하였다. 이때 에디소산모델에서의 확산반응률은 다음과 같이 정의된다.<sup>(14)</sup>

$$R_{fu} = a_1 \rho \epsilon / k \min [ Y_{fu}, Y_{O_2} / s, b_1 Y_{pr} / (1 + s) ] \quad (12)$$

여기서  $s$ 는 연료 1kg을 연소시키기 위한 산소의 질량을 뜻하며,  $a_1$ 과  $b_1$ 은 대표적으로 4와 0.5가 사용된다. R-4와 R-6의 기상반응률은 화학반응이 매우 빠르기 때문에 확산반응률만으로 정의하였으며, R-5와 R-7은 Howard<sup>(15)</sup>의 반응상수를 이용하여 그 화학반응률을 계산하였다.

### 2.5 복사열전달

복사열전달은 Monte Carlo방법<sup>(16)</sup>으로 계산하였다. Monte Carlo방법은 복사열유속이 격자를 이동할 때 그 이동거리와 흡수계수를 정확히 얻는 것이 중요하다. 이동거리는 유동장의 격자의 기하학적 형상에 따라 결정된다.<sup>(17)</sup> 입자의 파장별 흡수계수는  $a_i = kC/\lambda$ 로 표현된다.<sup>(16)</sup>  $k$ 는 미분탄화염에서 3.7~7.5의 값을 갖는데 본 연구에서는 4.5를 적용하였다.  $C$ 는 단위부피당 수트부피,  $\lambda$ 는 파장을 뜻한다. 입자의 프랑크(Planck) 평균흡수계수는 파장별 흡수계수  $a_i$ 를 전파장에 대하여 적분하면 계산할 수 있다. 가스의 흡수계수로  $CO_2$ 와  $H_2O$ 만을 고려하면, 계내 입자와 가스의 평균 흡수계수를 계산할 수 있다.

$$a = 266.3kCT_p + 0.1(Y_{CO_2} + Y_{H_2O}) \quad (13)$$

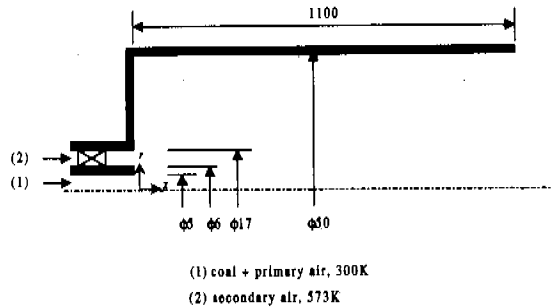


Fig. 1 Schematic calculation domain.

### 2.6 계산과정 및 초기조건

계산 유동장은 Fig. 1과 같이 실험장치와 동일한 직경 50mm에 길이 1100mm인 상압의 하방향 실린더형 화로이다. 미분탄은 300K의 1차공기와 함께 공급되고 573K의 2차공기가 주위로 공급된다.

기상유동은 83×21의 엇갈림 격자계에서 SIMPLE 알고리즘<sup>(18)</sup>으로 먼저 풀이하여 수렴시키고, 이후 입자체적과 물성치를  $10^{-6}$ sec의 시간간격과 2차 Runge-Kutta 방법으로 풀이하면서 기상-입자간 열전달, 운동량, 물질전달 등의 생성항을 계산하여 격자점마다 저장한다. 그리고 저장된 생성항은 유동장의 풀이과정에 다시 대입하며 이 과정을 여러 번 반복하여 수렴시키게 된다.

경계조건으로 중심축에서는 대칭조건을 사용하였다. 벽면에서의 속도는 점착조건(no-slip)을 사용하고, 입정비율의 열손실을 가정하였다. 본 연구에서는 실험결과와 비슷하게 벽면열량중 20%가 손실된다고 가정하고 풀이하였다.

사용된 키데코탄의 입도는 6 $\mu$ m 15%, 22 $\mu$ m 25%, 48 $\mu$ m 25%, 80 $\mu$ m 30%, 120 $\mu$ m 5%동으로 실험치와 비슷한 분포를 대입하였다. 모두 같은 성질의 초기 석탄입자가 버너출구의 7곳에서 가스와 동일한 유속으로 면적에 대하여 일정한 수밀도를 갖고 분류된다고 가정하였다.

계산에 필요한 이외의 데이터는 Table 2와 같이 정리할 수 있다. 수치계산에 적용된 당량비(equivalence ratio)는 연료과잉의 1.76이었다.

### 2.7 실험결과

수치결과의 검증용 위해 다음의 실험결과를 수행하고 그 온도와 농도결과를 이용하였다.<sup>(19)</sup> 직경 5.0cm, 길이 120cm의 원통형 하방향의 반응로

는 벽면열손실을 최소화하기 위하여 캐스터블을 이용하여 단열시켰으며, 노내 기상온도와 농도를 측정하기 위하여 한쪽면에 4개씩의 창(window)을 대칭적으로 부착시켰다. 노내 온도는 창으로 삽입된 직경 0.125mm의 R형 열전대를 이용하여 측정하였다. 미분탄연소에서는 열전대 비드를 통한 복사열손실이 최악 슬래그가 부착되기 때문에 더욱 중요한 요소가 되지만 입자의 부착결과 슬래그의 방사계수를 엄밀히 알 수 없기 때문에 정확히 보정하기 어렵다. 복사/대류열전달을 고려하여 간단히 보정해 보면 측정된 결과에 대략 10%이내의 오차가 있음을 확인하였다.<sup>(19)</sup>

기상 샘플은 창을 통해 삽입된 직경 2mm의 water-cooled probe를 이용하여 노내 중심축에서 입자와 수증기를 제거하고 채집관에 채집한 후에 이물질 GC(HP 7590A)에 넣어 분석하였다. 이렇게 측정된 결과는 ± 5%이내의 오차가 있었다.<sup>(19)</sup>

### 3. 결과 및 토론

#### 3.1 실험결과와의 비교

수치해의 정확성을 얻기 위하여 실험결과와 수치해를 비교해 보았다. Fig. 2는 S=0.0일 때 중심축에서의 축방향 기상온도와 화학종 농도분포를 실험결과와 비교한 것이다. 점화의 근거는 각 분포에서의 급한 기울기로부터 유추되는데, 이로부터 유추하면 화염은 20cm부근에서 형성되어 있다. 온도분포에서 최고온도는 약 1600K로 비교적 낮았으며, 예측된 온도분포는 실험결과를 비교적 잘 추종하였다. 하지만 온도가 1000K되는 지점을 화염선단이라 하면 수치적으로 예측된 화염선단

이 실험결과에 비해 상류에 위치함을 알 수 있었다. 계산으로 예측된 화염선단은 탈휘발과정과 관련된 탈휘발량, 탈휘발률, 그리고 휘발분의 연소기구에 의해 지배되었으며, Fig. 2는 그들 조건 중에서 얻은 최적의 결과를 도시한 것이다. 수치 계산에 의해 예측된 산소와 이산화탄소는 실험결과를 잘 추종하였다. 그러나 일산화탄소와 수소는 실험결과와 약간 다른 분포를 나타내었다. 탈휘발과정에 의해 상류에서 증가되지만 산소와의 반응과 반경방향으로의 확산에 의해 감소되었다. 노내온도가 낮기 때문에 가스화반응에 의해 생성되는 일산화탄소와 수소의 양은 적었으나, 연료과잉조건이기 때문에 많은 양의 일산화탄소와 수소가 배기되었다. 예측된 일산화탄소와 수소의 배기농도는 실험결과에 비해 낮았다.

Fig. 3은 S=0.68에서의 기상온도와 농도분포를 도시한 것이다. S=0.68에서의 기상온도와 농도분

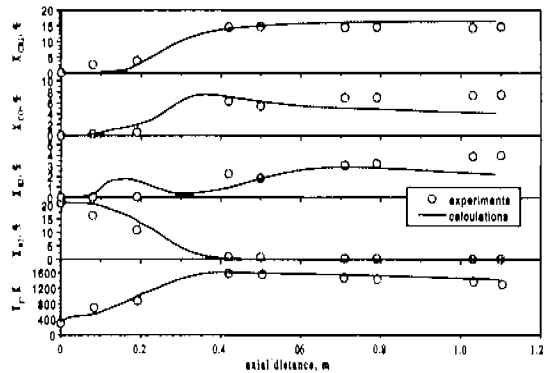


Fig. 2 Comparison of computations with experiments

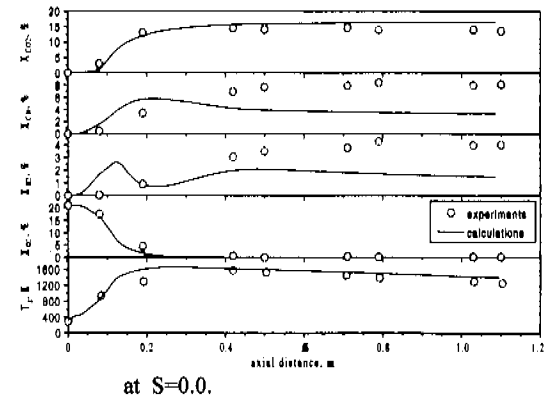


Fig. 3 Comparison of computations with experiments at S=0.68.

Table 2 The input data for the computations.

Feed rate(kg/hr), velocity(m/s), turbulent intensity	
coal/1st air	2.40/1.80, 21.7, 10%
2nd air	10.81, 23.2, 20%
$\epsilon = \epsilon_w = 0.9, \rho_p = 1350 \text{ kg/m}^3, \lambda_g = 0.26 \text{ W/mK}$	
$c_{p,c} = 1260 \text{ J/kgK}$	
R-2 <sup>(9)</sup>	$\alpha_1 = 0.433, A_{v1} = 3.7 \times 10^5 \text{ 1/s}, E_{v1} = 74 \text{ kJ/mol}$ $\alpha_2 = 0.9, A_{v2} = 1.46 \times 10^{13} \text{ 1/s}, E_{v2} = 252 \text{ kJ/mol}$
R-4 <sup>(11)</sup>	$A_1 = 1.24 \times 10^6, A_2 = 1.24 \times 10^{10}, A_3 = 3.12 \times 10^4$ $E_1/R = 29,600, E_2/R = -22,900, E_3/R = 15,100$
R-5 <sup>(11)</sup>	$A_1 = 3.12 \times 10^8, A_2 = 3.3 \times 10^{-1}, A_3 = 3.12 \times 10^2$ $E_1/R = 31,400, E_2/R = 0, E_3/R = 10,100$

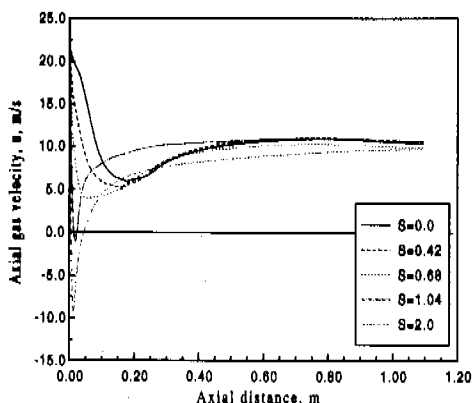


Fig. 4 Axial gas velocity profiles at several swirl numbers.

또는 S=0.0의 결과와 같은 경향을 보이지만, 상류에서 좀 더 급한 기울기를 보이며 실험과 수치와의 차이가 좀 더 커졌다는 것을 알 수 있다.

Fig. 2와 3에서 수치계산의 기상농도와 온도분포는 실험결과를 비교적 잘 추종하였다. 그러나 화염전단의 위치와 그곳에서의 농도는 큰 오차를 보였는데, 이는 탈휘발과정에 대한 휘발률과 휘발분의 조성 등에 대한 변수들의 처리방법에서 비롯되었다고 판단된다. 배기구에서의 석탄전이율(coal conversion)은 S=0.0일 때 수치계산에서 74.9%로 실험결과에 비해 2.1% 낮았으며, S=0.68에서는 73.3%로 실험결과에 비해 3.7%정도 낮게 예측되었다. 탈휘발량을 좀 더 높게 대입하고 계산한다면 실험결과에 좀 더 근접된 석탄전이율을 얻을 수 있을 것이나 본 연구에서는 이를 수행하지는 않았다.

### 3.2 선회의 영향

Fig. 4는 r/R=0.0에서의 축방향 기상속도분포를 여러 선회수에 대하여 도시한 것이다. 모든 조건에서 기상속도는 버너출구에서 빠르게 감속되어 최소값에 도달한 후에 입자의 반응에 따른 가스의 부피팽창으로 증가되었다. 선회수를 증가시키면, 버너출구에서의 속도구배는 증가되었으며 입자와 제트의 퍼짐률(spreading angle)도 증가되었다. 또한 선회의 증가에 의해 중심축에 후방속도(backward velocity)가 나타난다. 즉 내부재순환영역(internal recirculation zone)이 생성된다. 본 연구에서는 Fig. 4에서 보는 바와 같이 내부재순환영

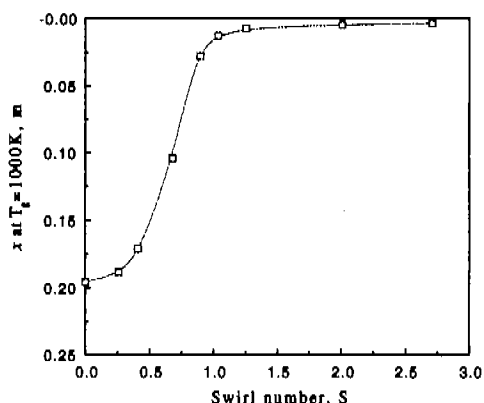


Fig. 5 Effect of swirl on flame front position.

역이 S=1.04에 생성되었으며 더 강한 선회수에서는 그 크기와 강도가 증가되었다.

Fig. 5는 r/R=0.0에서의 화염전단위치를 도시한 것이다. 선회수가 증가되면 화염전단은 상류로 이동하였다. 특히 S=0.5에서 1.0까지 빠르게 이동하였다. 내부재순환영역이 생성된 S>1.0에서는 화염전단이 x=2cm부근에 거의 고정되어 있었다. 내부재순환영역은 후류의 고온가스를 상류로 이동시켜 입자로의 대류열전달을 촉진시키기 때문에 내부재순환영역이 생성되면 화염전단은 보통 내부재순환영역의 상단부에 존재하게 된다.

Fig. 6은 선회수에 따른 교반부분과 플러그유동부분의 크기를 나타낸 것이다. 교반부분은 큰 전단유동(shear flow)을 갖는 영역이므로 아래 식을 만족하면 교반부분으로 정의하였다.

$$\sum_j \left( \frac{du}{dx} \right)_x \geq A \sum_j \left( \frac{du}{dx} \right)_{x=0 \text{ or } S=0.0} \quad (14)$$

여기서 j는 반경방향의 직자수이다. 버너출구(x=0.0)에서 축방향 기상속도의 구배(gradient)는 선회수가 증가되면서 증가되므로 본 연구에서는 S=0.0에서의 속도구배를 기준으로 하였다. 교반부분의 크기는 식(14)에서 A의 값에 지배되며, 이에 따라 본 연구에서는 A=0.1과 0.01의 두 조건에 대하여 계산해 보았다. S=0.0에서 교반부분은 A=0.1일 때 버너출구에서 x=30cm까지, A=0.01일 때는 50cm까지로 정의되며 그 하류는 플러그유동부분이다. A의 값에 관계없이 교반부분은 선회수가 증가되면서 점차 감소되며 S=1.2에서 최소 영역이 되지만 그보다 증가된 선회수에서는 교반부분이 증가되었다. 즉 교반부분은 내부재순환영역

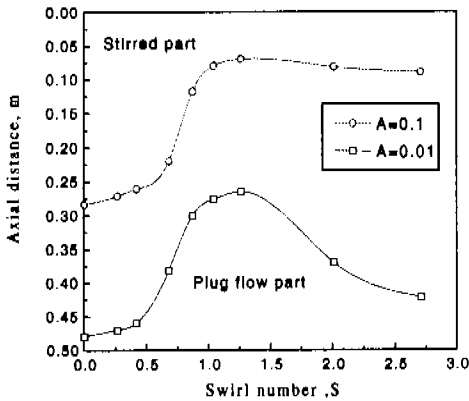


Fig. 6 Effect of swirl on flow distribution.

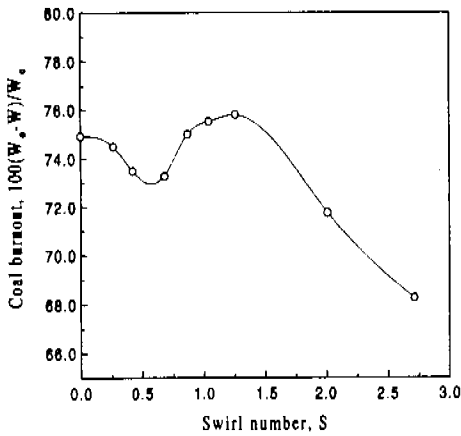


Fig. 7 Effect of swirl on coal burnout.

이 생성되고 커지기 시작하는  $S=1.2$ 부근에서 최소크기를 갖고 있었다. 위의 결과를 Beer<sup>(3)</sup>의 결과와 비교해 보면 교반부분이 최소가 되는 선회수만 다를 뿐 선회수에 따른 유동분포는 동일한 경향이다.

버너부근의 내부재순환영역은 노내 역압력구배에 의해 제트의 퍼짐률이 증가되면서 발생하게 된다. 내부재순환영역의 크기와 강도는 Fig. 4에서 보는 바와 같이 선회수에 의해 지배된다. 이때 내부재순환영역을 통과하는 입자농도와 입자분포에 의해 내부재순환영역의 강도와 크기는 교란된다. 만약 큰 입자들을 큰 석탄/산화제 비(ratio)로 공급한다면, 입자의 큰 축방향 관성 때문에 내부재순환영역의 생성은 억제될 것이다. 즉 내부재순환영역이 생성되는 선회수는 증가되어야 할 것이다. Beer의 연구에서 최소 교반부분은 수

모델(water model)에서  $S=1.0$ 부근, 화로에서는  $S=1.7$ 부근에서 관찰되는데 이것이 바로 입자에 의한 유동교란과 입자의 반응에 따른 부피팽창에 따른 효과라고 사료된다.

Fig. 6에서 교반부분과 플러그유동부분의 크기는 단순히 기상유동장을 구분한 것이기 때문에 이것이 그곳에 체재하는 입자들의 체재시간을 의미하지는 않는다. 부상화염에서 교반부분을 통과하는 입자의 실제 반응시간은 그곳에서의 체재시간보다 짧아진다. 왜냐하면 버너출구에서 화염선단까지는 입자가 가열되는 구간이기 때문이다. 이에 따라 석탄전이율을 단순히 유동분포만으로 예측하기 힘들 수도 있다.

Fig. 7은 배기구에서의 석탄전이율 선회수에 따라 나타낸 것이다. 석탄전이율은 교반부분이 가장 적어지는  $S=1.2$ 부근에서 최대값을 보였다. 즉 최적의 연소성능은 Beer가 제안한 바와 같이 교반부분이 가장 적을 때 얻을 수 있었다.

Fig. 7에서 Beer<sup>(3)</sup>의 연구결과와 달리 교반부분이 줄더라도 석탄전이율이 항상 증가하는 것은 아니었다.  $S=0.0$ 에서 0.5사이에서는 입자들이 빠르게 분산되면서 부상된 화염선단에 도달하기 전에 저온의 벽면에 도달하였다. 즉 교반부분에서의 입자체재시간은 증가되지만 고온영역에서의 반응시간을 오히려 줄어들면서 석탄전이율은 감소하였다. 선회수 0.5~1.2에서는 교반부분이 줄어들면서 석탄전이율이 증가되었다. 이는 화염선단이 급격히 상부로 이동하기 때문에 고온 반응대를 통과하는 입자들이 상대적으로 증가되기 때문이다. 그보다 높은 선회수에서는 화염선단의 위치변화가 거의 없으며 많은 입자들이 빠른 유속을 갖는 벽면을 따라 이동하기 때문에 혼합물이 저하되고 고온영역에서의 체재시간이 감소되면서 그 석탄전이율이 감소하였다. 이때 작은 입자들은 내부재순환영역을 통해 상부로 재유입되기 때문에 부분적으로 체재시간이 증가되는 효과가 있었다.

이들 결과로부터 연소성능을 단순히 교반부분과 플러그유동부분의 유동분포로부터 평가할 수 없음을 알 수 있었다. 특히 부상거리가 긴 부상화염의 내부재순환영역이 없는 약선회조건에서 좀 더 정확한 연소성능을 예측하기 위해서는 교반부분내의 고온반응대를 통과하는 입자의 체재시간을 고려해야 한다. 그러나 버너출구에 부착

된 화염에서는 모든 입자들이 고온 반응대를 통과하기 때문에 반응시간이 체재시간과 동일함에 따라 연소성능은 단순히 유동분포만으로 예측할 수 있을 것이라 판단된다.

#### 4. 결 론

석탄가스화조건에서 유동분포가 연소성능에 미치는 영향을 평가하기 위하여 수치연구를 수행하였다. PSIC방식과  $k-\epsilon$  방정식을 이용한 난류해석, Monte-Carlo 방식에 의한 복사열전달해석 그리고 에디소산모델을 이용하여 기상반응률을 해석하였다. 이러한 계산모델을 이용하여 얻은 기상온도와 농도결과는 화염전단부근에서 약간의 오차를 제외하고는 실험결과를 비교적 잘 추종하였다.

수치결과로부터 하나의 반응로는 교반부분과 플러그유동부분으로 나눌 수 있었으며 선회수풀 이용하여 유동분포는 변동시킬 수 있었다. 강선회에서 발생하는 재순환영역의 크기가 교반부분의 크기에 큰 영향을 주었다. 본 연구에서는 내부재순환영역의 생성이 시작되는 초기 선회수인 1.2에서 최소교반부분과 최대연소성능을 얻을 수 있었다. 긴 부상거리를 갖는 미분탄화염에서는 연소성능이 유동분포보다는 고온 반응대에서 입자들이 체류하는 시간에 지배되었다. 그러므로 보다 엄밀한 연소성능을 얻기 위해서는 고온 반응대에서의 체재시간을 파악하는 것이 중요하다.

#### 참고문헌

(1) Soelberg, N. R., Smoot, L. D., and Hedman, P. O. 1985, "Entrained Flow Gasification of Coal," *Fuel*, Vol. 64, pp. 776~788.  
 (2) Brown, B. W., Smoot, L. D., and Hedman, P. O. 1986, "Effect of Coal Type on Entrained Gasification," *Fuel*, Vol. 65, pp. 674~678.  
 (3) Beer, J. M., and Lee, K. B. 1964, "The Effect of the Residence Time Distribution on the Performance and Efficiency of Combustors," *The 10th Symposium(International) of Combustion*, pp. 1187~1202.  
 (4) Godoy, S. G., Ismail, M., and Lockwood, F. C. 1989, "Measurements in a Cylindrical Pulverized

Coal Furnace. Influence of Swirl Number on Combustion Performance," *Combust. Sci. Tech.*, Vol. 67, pp. 59~72.  
 (5) Costa, M., Costen, P., Lockwood, F. C., and Mahmud, T. 1990, "Detailed Measurements in and Modelling of an Industry-type Pulverized-Coal Flame," *The 23rd Symposium (International) on Combustion*, pp. 973~980.  
 (6) Lixing, Z. 1993, *Theory and Numerical Modeling of Turbulent Gas-particle Flows and Combustion*, CRC press.  
 (7) Govind, R. and Shah, J. 1984, "Modeling and Simulation of an Entrained Flow Coal Gasifier," *AIChE Journal*, Vol. 30, pp. 79~91.  
 (8) Anagnostopoulos, J. S., Sargianos, N. P., and Bergeles, G. 1993, "The Prediction of Pulverized Greek Lignite Combustion in Axisymmetric Furnaces," *Combustion and Flame*, Vol. 92, pp. 209~221.  
 (9) Ubhayakar, S. K., Stricker, D. B., Von Rosenberg, C. W., and Gannon, R. E. 1976, "Rapid Devolatilization of Pulverized Coal in Hot Combustion Gases," *The 16th Symposium (International) on combustion*, pp. 427~435.  
 (10) Baum, M. M. and Street, P. J. 1971, "Predicting the Combustion Behaviour of Coal Particles," *Combust. Sci. Tech.*, Vol. 3, pp. 231~243.  
 (11) Smoot, L. D. and Pratt, D. T. 1979, "Pulverized Coal Combustion and Gasification," New York, Plenum Press.  
 (12) Smith, I. W. 1971, "Kinetics of Combustion of Size-Graded Pulverized Fuels in the Temperature Range 1200-2270K," *Combustion and Flame*, Vol. 17, pp. 303~314.  
 (13) Lockwood, F. C. and Salooja, A. P. 1983, "The Prediction of Some Pulverized Bituminous Coal Flames in a Furnace," *Combustion and Flame*, Vol. 54, pp. 23~32.  
 (14) Magnussen, B. F., and Hjertager, B. H. 1976, "On Mathematical Modeling of Turbulent Combustion with Special Emphasis on Soot Formation and Combustion," *The 16th Symposium (International) on Combustion*, pp. 719~729.



- (15) Howard, J. B., Williams, G. C., and Fine, D. H. 1974, "Kinetics of Carbon Monoxide Oxidation in Postflame Gases," *The 14th Symposium (International) on Combustion*, pp. 975~986.
- (16) Siegel, R. and Howell, J. R. 1981, *Thermal Radiation Heat Transfer*, Hemisphere publishing Corporation.
- (17) 정종수, 1989, 축대칭난류 확산화염에서의 매 연 농도 및 화염구조 예측에 관한 연구, 한국과학기술원 박사학위논문.
- (18) Patankar, S. V. 1980, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, McGraw Hill Book Company.
- (19) 조한창, 박정규, 신현동, 1999, "미분탄화염에서 가열물이 화염전단의 거동에 미치는 영향," 대한기계학회 논문집 B권, Vol. 23, pp. 687~694.