

분사된 미분탄의 편중분포 방지를 위한 내부장치 최적화에 관한 수치 해석적 연구

김혁제* · 송시홍* · 박석호*
(1999년 7월 29일 접수)

A Numerical Study for Optimum Configuration of Pulverized Coal Nozzle to Prevent Uneven Distribution of Particle

Hyuk-Je Kim, Si Hong Song and Seok-Ho Park

Key Words : Pulverized Coal Burner(미분탄 버너), DPM(Dispersed Phase Model), Particle Trajectory(입자 궤적), Venturi Diffuser(벤츄리 디퓨저)

Abstract

Recently, according to increase in the requirement of electric power, a thermoelectric power plant equipped with pulverized coal combustion system is highly valued, because coal has abundant deposits and a low price compared with others. For efficient use of coal fuel, most of plant makers are studying to improve combustion performance and flame stability, and reduce pollutants emission. One of these studies is how to control the profile of particle injection and velocity dependant on coal nozzle configuration. Basically, nozzle which has mixed flow of gas and particle is required to have the balanced coal concentration at exit, but it is very difficult to obtain that by itself without help of other device. In this study, coal distribution and pressure drop in gas-solid flow are calculated by numerical method in nozzle with various shapes of venturi diffuser as a means to get even coal particle distribution. The tentative correlations of pressure drop and exit coal distribution are deduced as function of the height, length and reducing angle of venturi from the calculated results. When coal burner nozzle is designed, these equations are very useful to optimize the shape of venturi which minimize uneven particle distribution and pressure drop within coal nozzle.

기호설명

<p>A : 통과 단면적[m²] C_{μ} : 입자 농도[kg/m³] \bar{C}_{μ} : 단면평균 입자농도[kg/m³] CR_p : 입자 농축률[-] D : 노즐 내경[m] d_b : 입자의 직경[m] g : 중력 가속도[m/s²] h : 디퓨저 목 높이[m] l : 디퓨저 목 길이[m] L : 노즐 직관부 길이[m]</p>	<p>m_p : 입자의 질량유량[kg/s] m_f : 기체의 질량유량[kg/s] M_p : 입자의 질량분율 N : j-방향 셀 번호(cell number) ΔP : 노즐내 압력 강하량[pa] ΔP_0 : 디퓨저가 없는 경우 압력강하량[pa] Q_f : 기체의 체적유량[m³/s] r : 노즐 반경방향 거리[m] R : 노즐 최대 반경[m] RMS : 제곱평균의 제곱근(Root Mean Square) St : 스토크스 수(stokes number) t_A : 입자 반응시간[s]</p>
--	---

* 회원, 삼성중공업 기전연구소
 E-mail : kingh@samsung.co.kr
 TEL : (0551)260-8233 FAX : (0551)260-8228

- t_S : 시스템 반응시간[s]
- u_f : x방향 기체속도[m/s]
- $\overline{u_f}$: 기체 평균유속[m/s]
- u_b : x방향 입자속도[m/s]
- V_b : 입자속도[m/s]
- α : 벡츄리 축소각[°]
- α_b : 입자의 체적분율[%]
- ρ_f : 기체의 밀도[kg/m³]
- ρ_b : 입자의 밀도[kg/m³]
- τ : 입자의 단위거리 진행시간[s/m]

1. 서 론

최근 세계적으로 진기에너지의 수요는 폭발적인 증가 추세를 보이고 있으며 이에 따라 전력 생산을 위한 화력발전소의 필요성은 더욱 높아지고 있다. 특히 대부분의 대형 화력발전소는 가스 및 액체 연료보다는 매장량이 풍부하고 단가가 낮은 석탄을 주 연료로 사용하여 미분탄기(pulverizer)로 미세 분말화한 후 연소기로 이송하여 화로로 분사시키는 시스템을 채택하고 있다. 따라서 미분탄 연소시스템을 사용하고 있는 석탄 연소설비의 대부분은 연소효율개선 및 화염 안정성 확보를 위한 목적으로 적절한 연료 분사 시스템 및 산화제 공급 방식을 갖춘 연소장치를 필요로 하며, 이에 따라 선진사에서는 이러한 요구에 적합한 미분탄 버너의 개발에 주력하고 있다. 특히 화로내에 분사되는 연료의 분포에 따라 연소 성능 및 화염구조에 큰 영향을 미치므로 미분탄류를 적절하게 공급할 수 있는 미분탄 분사노즐의 개발은 더욱 중요시되고 있다.

따라서 석탄연소설비를 제작하고 있는 미분탄 버너 제작사에서는 각 사별로 고유한 모델의 미분탄 버너를 개발하고 있는데, 대표적으로 Foster Wheeler Engineering Co.(F.W.), Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co.(IHI), Babcock & Wilcox Co.(B&W) 및 HITACHI 등이 있다. 각사의 미분탄 버너별 특징을 살펴보면, 산화제 공급 방식에는 큰 차이가 없지만, 연료공급방식에 있어서 F.W. 및 IHI는 미분탄 도관을 미분탄 노즐의 집선방향으로 연결하는 집선(선회)유입방식을 채택하고 있으며, B&W 및 HITACHI는 도관과 미분탄 노즐을 직접 연결하여 직각 곡관(90°

elbow) 형태를 지닌 직접유입방식을 채택하고 있다. 전자는 미분탄류의 선회유입에 의해 노즐내부의 마모 및 선회수(swirl number) 변화에 따른 출구부 불균일 분포를 유발하는 문제로 인해 내부에 마모방지장치 및 출구부 선회방지용 정류판(straightener)⁽¹⁾ 등의 부가 설비를 추가하고 있다. 후자는 도관을 통해 유입된 미분탄류가 노즐의 곡관부 통과시 미분탄 입자에 작용하는 원심력에 의해 곡관 바깥쪽으로 편중되는 문제점이 있다. 일단 편중된 미분탄류는 유로의 변형이 없는 한 궤적 변화를 거의 일으키지 않으므로, 노즐 출구까지 편중된 채 화로로 분사되어 연소될 경우 착화 및 화염불안정 현상이 유발된다. 따라서 직접유입방식을 채택한 버너 제작사에서는 편중방지장치로 노즐 상부 디플렉터(deflector)와 중앙부의 원뿔 디퓨저(conical diffuser)⁽²⁾ 등을 장착하고, 화염안정화를 위해 끝단에 보염링(flame stabilizing ring)⁽³⁾ 등을 장착하고 있다. 그러나 노즐내 이러한 부가 설비는 내부 압력손실요인으로 부적절한 설계시 미분탄류를 이송하는 1차공기 송풍기(primary air fan)의 과다한 용량이 요구되므로 미분탄류 균일화 성능을 만족시키면서 노즐내 압력강하량을 최소화할 수 있는 형상이 요구되는 추세이다.

그러나 실제 노즐내 미분탄류 거동은 분체유동(particulate flow)의 일종으로, 기류와 입자간 운동이 3차원적 불안정한 흐름을 갖는 복잡성으로 현재까지 이론적으로 명확하게 규명되지 않아 많은 연구가 실험적인 방법에 의존하고 있기 때문에, 상당한 기간과 노력이 소요되는 실정이다. 또한, 실험실 규모(scale)의 결과를 실제 플랜트(plant)에 그대로 반영하기 위해서는 추가적인 고려가 필요하다. 따라서 최근 컴퓨터 용량의 증대 및 다상유동 수치해석 방법의 발달로 실 규모의 연소장치 뿐 아니라, 도장장치, 집진장치 등 많은 산업분야에서 수치 해석적 접근이 시도되고 있다.

본 연구에서는 노즐내부에서 미분탄류의 적절한 궤적 변화를 통해 출구부에서 균일한 분포로 미분탄류를 분사할 수 있는 연료분사노즐의 설계를 위해 노즐내 벡츄리형 디퓨저를 고려하고, 이로 인한 압력 손실량을 최소화할 수 있는 구조를 선정하기 위해 각 형상별로 수치해석을 수행하였다. 이를 통하여 노즐내 미분탄류 거동해석을 위한 수치해석 방법을 확립하고, 편중방지장치의 각 형상에 따른 미분탄류 궤적 변화 및 압력 강

하량을 예측하여 미분탄 노즐 설계시 최적 형상을 제시하고자 한다.

2. 이론 해석

2.1 해석 모델

2.1.1 기하학적 형상

본 연구에 고려된 미분탄 노즐의 형상은 직접 유입식으로 기본 형상은 Fig. 1과 같으며, Table 1과 같이 1차공기(primary air)와 혼합된 40 μ m의 미분탄량 1500kg/hr가 20m/s로 유입되고 있다.

노즐경(D)은 0.25m, 직관부 길이(L)는 8.0D이며, 유입부의 곡률 반경은 1.5D이고, 실제 노즐의 덮개(cover plate)를 모사한 경사부를 직각 곡관 최외접부에 45°로 배치하였다.

Table 1 Input conditions of coal and primary air

Items		Values
Pulverized coal	Flow rate(kg/hr)	1500
	Particle size(μ m)	40
	Temperature($^{\circ}$ C)	80
	Density(kg/m ³)	1400
Primary air	Flow rate(kg/hr)	3000
	Inlet velocity(m/s)	20
	Temperature($^{\circ}$ C)	80
	Density(kg/m ³)	0.999
	Viscosity($\times 10^3$,kg/ms)	2.075

노즐내 디퓨저(diffuser)의 형상은 치형(trapezoid) 구조로 노즐의 수평부 시작 위치(x=0)에 설치하고, 디퓨저 확산각은 45°로 고정된 후 높이(h), 목(throat) 길이(l) 및 벤추리 축소각(α)의 변화에 의한 영향을 2차원 해석을 통해 조사하였다.

2.1.2 다상유동모델의 적용

일반적으로 다상유동해석은 Euleria Eulerian방법과 Euleria Lagrangian방법의 두 가지가 있는데, 주 유동에 분산된 상(phase)이 차지하는 체적분율(volume fraction) 및 질량분율(mass fraction) 등의 크기에 따라 그 해석 방법을 결정하게 된다.⁽⁴⁻⁹⁾

먼저 체적분율의 영향을 살펴보면, 입자의 질량유량이 유체의 질량유량보다 크더라도 입자의 체적분율이 8~12% 이하인 경우는 Euleria Lagrangian방법을 그리고 8~12%초과의 경우는 Euleria Eulerian방법을 사용하도록 일반적으로 추천되고 있다.^(5,6)

단위 체적당 입자의 질량을 C_{R2} 라 할 때, 체적분율(α_p)은 다음과 같이 정의한다.

$$\alpha_p = \frac{C_{R2}}{\rho_p} \times 100 [\%] \quad (1)$$

입자의 시스템내에서 입자의 질량유량 m_p , 입자속도 V_p , 통과 단면적을 A라 할 때, 입자가 1m 진행하는데 걸리는 시간(τ)은 V_p^{-1} 가 된다. 따라서 진행거리 1m내의 입자질량은 $m_p \times \tau$ 가 되므로 C_{R2} 는 다음 식 (2)로부터 구할 수 있다.

$$C_{R2} = \frac{m_p \tau}{A} = \frac{m_p}{V_p A} \quad (2)$$

본 해석의 주 관심사인 미분탄 노즐내의 유동은 석탄입자가 80 $^{\circ}$ C 1차공기에 의해 공기질량유

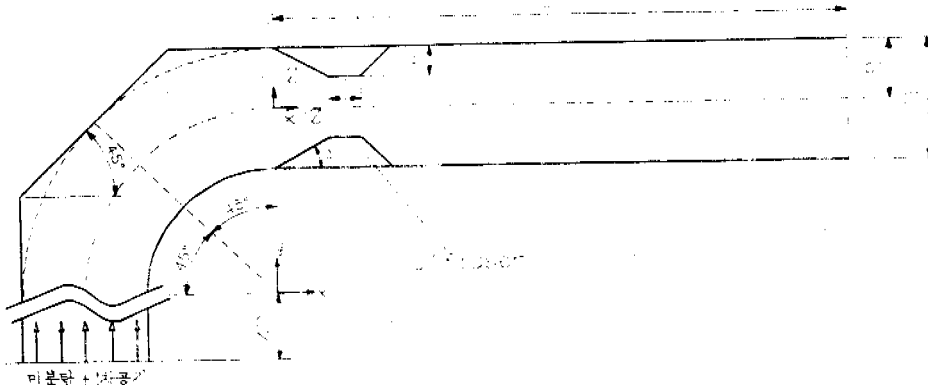


Fig. 1 The geometry of pulverized coal nozzle

량/석탄질량유량비(Air/Coal ratio)가 2.0으로 이송될 때, 체적분율은 8%보다 훨씬 적기 때문에 수치 해석시 Eulerian Lagrangian 방법을 사용한다.⁽⁶⁾

또한 온도장의 변화 및 반응에 의한 물질전달이 없는 유동장에서 입자의 거동을 해석할 때, 중요한 무차원 변수는 입자의 질량분율 및 스토크스 수(stokes number)이다.

전자는 입자의 운동과 가스 속도의 변화에 관여하는 중요한 인자 중의 하나로 입자의 질량분율(M_p)은 다음 식 (3)과 같이 정의된다.

$$M_p = \frac{m_p}{m_f + m_p} = \frac{C_{p2}}{\rho_f + C_{p2}} \quad (3)$$

입자의 질량분율이 작은 경우($M_p < 0.1$) 입자의 운동은 가스유동에 의해 주된 영향을 받지만 입자에 의한 가스유동의 변화는 적다. 반면에 입자의 질량분율이 큰 경우($M_p > 0.1$)는 입자운동은 가스유동에 영향을 받고 가스 유동 또한 입자에 의한 영향을 받게 된다. 이러한 경우 상호간의 영향을 고려하는 two-way coupling 방법을 사용한다.⁽⁷⁾

유동에 대한 입자의 관성효과를 나타내는 인자로 무차원 변수인 St 수가 있다.^(7,8,10)

$$St = \frac{t_A}{t_S} \quad (4)$$

$$\text{여기서, } t_A = \frac{\rho_p d_p^2}{18\rho_f \mu}$$

$$t_S = \frac{u_f}{D}$$

평균 유동에 대한 St 수는 식 (4)와 같이 정의되며 여기서, t_A 및 t_S 는 각각 유동의 항력에 의하여 입자에 작용하는 반응시간(particle response time or aerodynamic response time) 및 시스템 반응시간(characteristic time for the flow system)을 나타낸다. St 수가 작을 경우($St \ll 1$)에는 입자는 주위 유동의 변화에 대해 빠르게 반응을 한다. 즉, 입자는 유동의 공기역학적 변화에 반응할 충분한 시간을 가진다. 그러므로 주 유동은 입자의 거동을 결정하나 입자의 거동은 주 유동에 영향을 미치지 않는다. 이 경우에는 입자의 존재를 고려할 필요없이 단상유동을 해석하고, 결정된 유동장으로부터 입자의 거동을 예측할 수 있다. 반면에 St 수가 큰 경우($St \gg 1$)에는 주 유동과 입자 사이에 상당한 미끄러움이 존재하여 입자는 유선을 따라 흐르지 못하기 때문에 두 운동은 동시

에 해석되어야 한다.

본 연구에서 고려된 미분탄 노즐내 입자의 질량분율은 약 0.33정도이고, 평균유동에 대한 St 수는 약 0.48정도로, 기체상 및 고체상 상호간 기본 방정식 및 운동량 전달의 해석은 FLUENT에서 지원하는 DPM(Dispersed Phase Model)을 적용하여 two-way coupling 방법으로 계산을 수행하였다. 이때 DPM에 의한 입자의 거동은 주위 가스 유동과의 상호작용으로부터 구할 수 있는데, 기체상의 난류에 의한 입자의 영향은 CRW 모델(Continuous Random Walk Model)을 적용하여 입자 궤적에 미치는 기체의 난동성분의 영향이 확률론적 방법에 의해 고려되도록 하였다.^(5,10)

힘의 평형식에 기초한 입자의 궤적은 다음 방법에 의해 계산되는데, 먼저 입자의 x방향 힘 평형식은 다음과 같다.

$$\frac{du_p}{dt} = F_D(u_f - u_p) + g_x(\rho_p - \rho_f)/\rho_p + F_x \quad (5)$$

식 (5) 우변은 입자에 작용하는 힘의 합으로 첫째 항은 항력(drag force), 둘째 항은 중력(gravitational force), 셋째 항은 other forces에 관련된다.

입자의 궤적은 식 (5)를 적분하여 얻어진 속도를 사용하여 다음 식으로부터 구한다.

$$\frac{dx}{dt} = u_p \quad (6)$$

y방향의 경우 식 (5) 및 (6)과 동일 절차로 입자의 궤적을 결정할 수 있다.

2.2 지배방정식

2.2.1 기본 가정

본 연구 수행을 위해 다음 가정을 사용하였다.

① 기체유동은 정상상태(steady state) 유동이고 이상기체와 같이 거동한다.

② 미분탄 입자에 작용하는 힘은 항력 및 중력만 고려한다. 그리고 중력은 Fig. 1에서 -y방향으로 고려하였다.

③ 미분탄 입자는 완전 구형이고, 입자의 존재에 의한 기체 물성치 및 검사체적(control volume)은 변하지 않는다.

④ 미분탄 입자간의 충돌, 결합 및 분리현상은 고려하지 않는다. 그리고 입·출구에서 입자의 궤적 계산이 끝나는 escape 조건을, 벽면에선 충돌 후 다시 반발하는 reflect 경계조건을 사용한

다. 이때, 벽면 충돌 시 입자의 운동량 변화를 나타내는 반발계수(reflection coefficient)는 0.8⁽¹¹⁾로 하였다.

⑤ 1차공기 및 미분탄 입자의 유입속도는 등속이고 입구 상대속도는 영(zero)이다.

⑥ 노즐 내부는 동온조건으로 온도장은 해석하지 않는다.

2.2.2 지배방정식

난류유동을 해석하기 위한 시간평균 지배방정식을 직교 텐서(tensor)로 표시하면 다음과 같다.

① 질량보존 방정식

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial x_i} = 0 \tag{7}$$

② 운동량보존 방정식

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho u_i u_j}{\partial x_i} &= \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\mu \left[\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right] \right) \\ &\quad - \frac{2}{3} \mu \frac{\partial u_i}{\partial x_i} - \frac{\partial p}{\partial x_i} \\ &\quad - \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho \overline{u'_i u'_j}) + F_i \end{aligned} \tag{8}$$

레이놀즈 응력 $-\rho \overline{u'_i u'_j}$ 를 Boussinesq 개념에 의한 k-ε 모델을 적용하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} -\rho \overline{u'_i u'_j} &= \rho \frac{2}{3} k \delta_{ij} \\ &\quad - \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \\ &\quad + \frac{2}{3} \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \delta_{ij} \end{aligned} \tag{9}$$

여기서, μ_t 는 난류 점성계수(turbulent viscosity)이며, 다음 식 (10)의 Prandtl-Kolmogorov의 관계식에서 구한다.

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \tag{10}$$

여기서 k와 ε 은 각각 모델화된 난류 운동에너지 및 난류 소산을 방정식을 풀어서 구한다.

③ 난류모델

- k 방정식

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i k) &= \frac{\partial}{\partial x_i} \frac{\mu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x_i} \\ &\quad + G_k - \rho \epsilon \end{aligned} \tag{11}$$

- ε 방정식

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i \epsilon) &= \frac{\partial}{\partial x_i} \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i} \\ &\quad + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} G_k + C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{k} \end{aligned} \tag{12}$$

여기서 난류 운동에너지 및 난류 소산을 방정식의 생성항은 다음과 같다.

Table 2 Values of the constants in the k-ε model

C_μ	$C_{1\epsilon}$	$C_{2\epsilon}$	C_k	C_ϵ
0.09	1.44	1.92	1.0	1.3

$$G_k = \mu_t \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \tag{13}$$

전술한 난류모델에 사용된 난류모델 경험상수는 Table 2와 같다.

3. 수치해석 방법 및 타당성 검증

3.1 수치해석 방법

본 연구에서는 다상유동 해석을 위해 열·유체 해석용 상용코드인 FLUENT를 이용하였다. 이 FLUENT는 지배방정식을 비엇갈림 격자(non-staggered grid)의 검사체적에 대한 적분을 통해 유한 차분 방정식(finite difference equation)으로 이산화하고, 수렴 정도의 향상을 위해 QUICK (Quadratic Upstream Interpolation for Convective Kinematics) 기법(scheme)을 사용하였다. 운동량 방정식에 나타난 속도와 압력과의 관계는 먼저 압력장을 가정하고, 이 압력장을 이용하여 속도장을 계산한 후, 이 속도장이 연속방정식을 만족하도록 압력과 속도를 수정해 주는 SIMPLE 계산법을 사용하였다. 또한 미분탄과 기체상은 2상 난류 유동장을 형성하므로 고체상인 미분탄의 지배방정식은 Lagrangian 접근 방법을, 기체상의 지배방정식은 Eulerian 접근 방법을 사용한다.

3.2 타당성 검증

본 연구의 수치해석 방법의 타당성 검증을 위하여 일본중앙전력연구소(CRIEPI)의 노즐내 미분탄 거동 연구결과와 비교하였다. 일본중앙전력연구소는 미분탄 버너의 저부하 연소영역 확대를 위해 미분탄 농축효과를 내는 적절한 기구로 노즐내에 설치된 치형과 유선형(stream line type) 농축링(concentrating ring) 효과를 수치해석 및 실험을 통하여 규명하였다.^(1,11)

본 해석에서는 일본중앙전력연구소와 동일하게 미분탄 노즐내 1차공기+미분탄 이송경로의 한 단면을 해석도메인으로 설정하여 동일 조건에 대해 계산을 수행하고 그 결과를 일본중앙전력연구소의 냉간실험(cold test) 결과⁽¹¹⁾와 비교/검증하였다.

일본중앙전력연구소는 농축링에 의한 미분탄의 농축효과를 조사하기 위해 농축링 후단의 농축률을 측정하였는데, 이때 미분탄 입자의 농축률 (CR_p)을 농축링 후단 임의 위치의 미분탄 국소 농도에 대한 입구의 평균 농도의 비로써 다음 식과 같이 정의하였다.

$$CR_p = \frac{(m_p / Q_p)}{(m_{p,init} / Q_{f,init})} \quad (14)$$

$$= \frac{C_{pj}}{C_{p2,init}}$$

노즐의 농축링 후단($x=0$)부터 90mm 떨어진 위치에서 반경방향 농축률을 Fig. 2에 비교하여 나타냈다. 본 해석 결과와 비교해 보면 약 10%내의 오차로 거의 일치하는 결과를 보여준다. 따라서 본 해석은 노즐내 미분탄 궤적 및 미분탄량 분포를 비교적 타당하게 예측하는 것으로 여겨진다.

4. 결과 및 고찰

4.1 미분탄류 편중상황

일반적으로 직접유입식 미분탄 노즐의 곡관부를 통과하는 미분탄 입자는 원심력의 영향으로 바깥쪽으로 편중되는 것으로 알려져 있다. 또한 일단 편중된 미분탄류는 곡관부 후단 수평부를 통과하면서 일부는 외동 상부에 충돌 후 반사하여 궤적 변화를 일으키지만, 대부분이 상부에 집중된 채로 진행하게 된다. 따라서, 노즐내에서 균일한 분포로 복원하기까지는 상당히 긴 거리를 요구하게 된다.

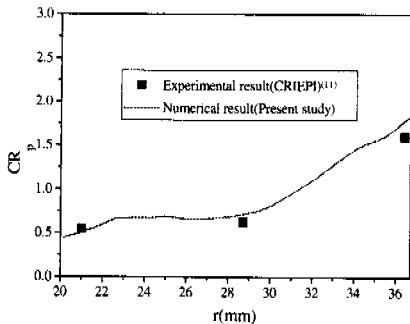


Fig. 2 Comparison of coal concentration ratio for numerical and experimental results at $x = 90\text{mm}$

실제 본 연구의 해석 결과를 나타낸 Fig. 3은 노즐내에 디퓨저가 설치되지 않은 경우 석탄입자의 궤적 및 1차공기의 속도분포를 나타낸 것이다. 또한 Fig.4는 곡관 후단 수평부 시작점으로부터 거리에 따른 미분탄 농도분포(농축률)를 나타낸 것으로 대부분의 미분탄이 상부에 집중되어 있으며 노즐출구에서도 상부 편중분포는 거의 변함이 없음을 알 수 있다. 이는 미분탄을 이송하는 공기의 y방향 속도 구배가 노즐 직관부에서 비교적 작아 미분탄 입자를 하강시키는 힘이 거의 작용하지 않기 때문으로 여겨진다. 따라서 미분탄 입자의 이러한 편중성 개선을 위해 본 연구에서는 노즐내에 유동변화를 위한 치형 구조의 디퓨저를 설치하고, 그 형상에 대한 각 구조 인자별로 미분탄 입자의 궤적 변화에 미치는 영향을 평가하고 최적의 구조를 선정하고자 하였다.

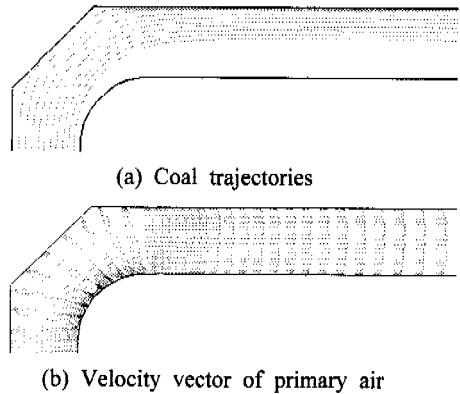


Fig. 3 Average particle trajectories and velocity vector within a coal nozzle without diffuser

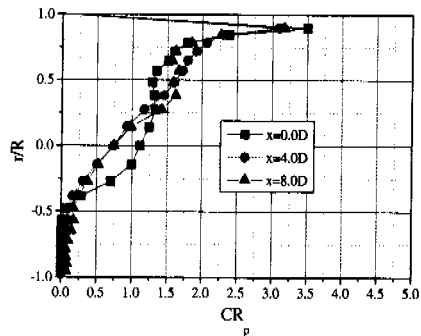


Fig. 4 Coal concentration distribution along nozzle without diffuser

4.2 디퓨저 높이(h)의 영향

벤츨리형 디퓨저의 목까지의 높이(h)를 노즐 반경(R)의 0.3, 0.4 및 0.5배에 대하여 각각 해석을 수행하고 노즐 직관부 시작점부터 노즐직경(D)의 8.0배인 거리(L)까지 미분탄 입자의 거동을 분석하였다. 이때 l/R 및 α 는 각각 0.5 및 45° 로 고정하였다.

높이의 변화에 따른 디퓨저 근처 석탄입자의 궤적을 Fig. 5에 비교하여 나타냈다. 벤츨리 입구에서 상부 쪽에 편중된 입자의 궤적은 디퓨저 높이(h)가 증가함에 따라 노즐 중심으로 집중되는 경향을 보여준다. 이는 상부의 미분탄 입자가 접촉될 수 있는 충돌면적의 증가 및 디퓨저 후단의 재순환류의 작용에 의한 것으로 여겨진다.

이러한 디퓨저 부근의 입자 궤적 변화는 노즐 출구에서 미분탄 농도에 집적적인 영향을 주는데, 이는 Fig. 6에 출구부(x=8D)의 농축률로서 비교하였다. 높이가 높아지면 상부의 미분탄 편중성이 완화되어 h/R이 0.5인 경우 반경방향에 대해 거의 균일한 농도분포를 보여준다.

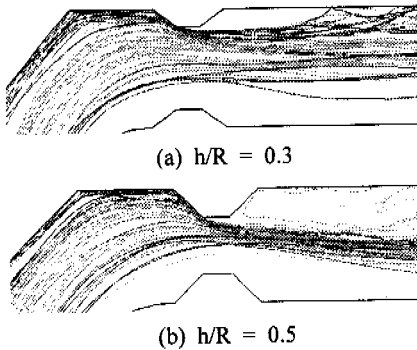


Fig. 5 Coal trajectories with diffuser throat height

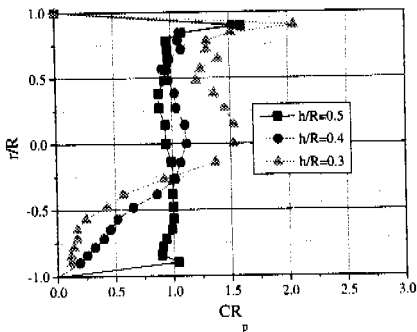


Fig. 6 Coal concentration distribution at nozzle exit(x=8D) with different height of diffuser

4.3 목 길이(l)의 영향

벤츨리형 디퓨저 목부의 길이(l)를 노즐 반경(R)의 0.25, 0.5, 1.0 및 1.5 배에 대하여 각각 해석을 수행하고 노즐 직관부 시작점으로부터 노즐 직경(D)의 8.0배인 거리(L)까지 미분탄 입자의 거동을 분석하였다.

디퓨저의 높이 h/R이 0.5, 축소각이 45° 인 경우, 목의 길이(l)의 변화에 따른 디퓨저 부근 미분탄 입자의 궤적을 Fig. 7에 비교하여 나타내고, 노즐출구의 농도분포를 Fig. 8에 도시하였다. 미분탄 입자의 궤적은 Fig. 7에서 알 수 있듯이 목 길이가 증가에 따라 주 궤적 폭은 좁아지나, 거동 방향은 거의 변화가 없는 것으로 나타난다. 그러나, Fig. 8에서 노즐 출구의 미분탄 농도분포는 큰 차이가 없는 것으로 나타나는데, 이로부터 미분탄 입자 궤적 방향의 변화에 크게 기여하지 못하는 목 길이의 변화는 미분탄류 편중성 개선에 거의 영향이 없음을 알 수 있다.

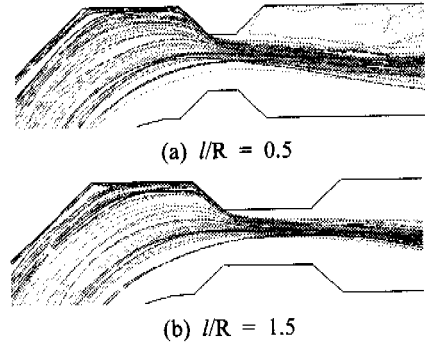


Fig. 7 Coal trajectories with throat length

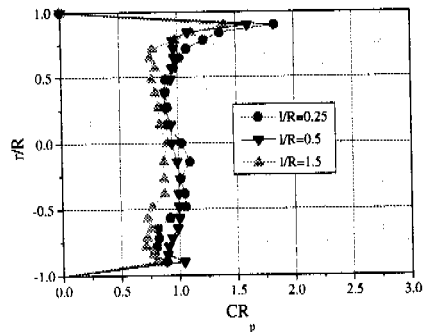


Fig. 8 Coal concentration distribution at nozzle exit(x=8D) with different length of diffuser throat

4.4 벤츨리 축소각(α)의 영향

미분탄 이송공기의 유로 및 속도변화에 영향을 주는 또 다른 인자로 벤츨리 유입부 축소각(α) 15° , 30° 및 45° 에 대하여 노즐내 미분탄 입자 거동을 연구하고 그 경향을 예측하고자 하였다. 디퓨저 높이 $h/R=0.5$, $l/R=0.5$ 인 경우 α 의 변화에 대한 디퓨저 근처 미분탄 궤적을 Fig. 9에, 노즐 출구 미분탄 농도분포를 Fig. 10에 나타냈다. α 의 증가에 따라 디퓨저에서 궤적 변화의 영향은 심하게 나타나지 않지만, Fig. 10에서 알 수 있듯이 출구 미분탄 편중성은 축소각 α 가 증가할수록 더욱 개선됨을 보여준다.

이는 α 가 클수록 디퓨저 상부에 충돌하는 미분탄 입자의 반사각이 커져 하부로 진행되는 궤적이 증가함에 기인한다.

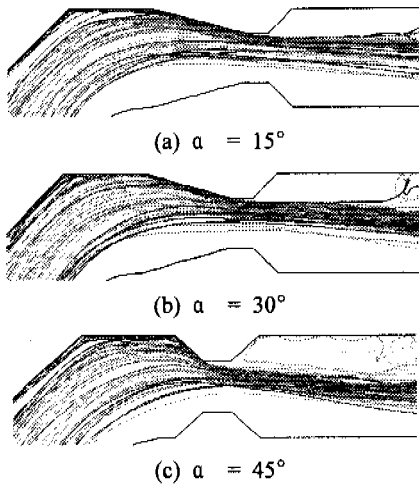


Fig. 9 Coal trajectories with inlet angle

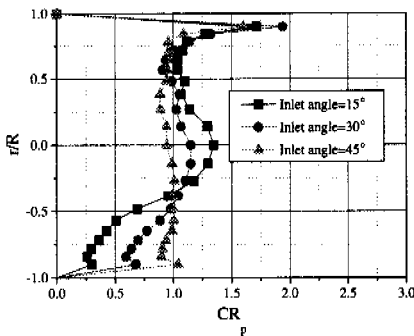
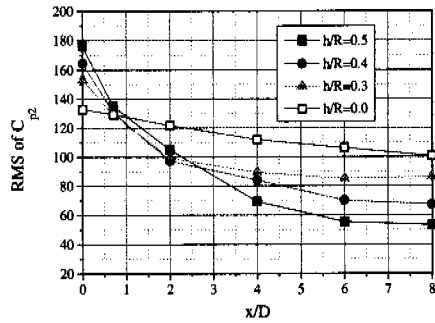


Fig. 10 Coal concentration distribution at nozzle exit($x=8D$) with different inlet angle of diffuser

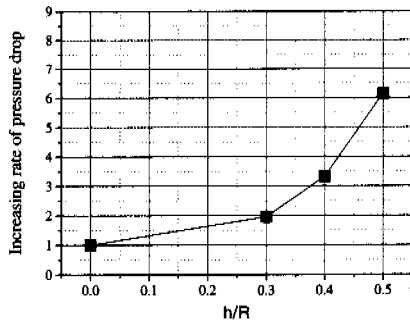
4.5 편중 방지장치 최적화

노즐내 설치된 디퓨저는 편중 미분탄류의 궤적을 변경시켜 출구에서 균일한 분포를 얻는데는 기여하지만, 이로 인한 내부 압력손실의 증가를 초래한다. 일반적으로 석탄 연소시스템에서 연료로 이용되는 미분탄은 송풍기에 의해 공급되는 공기에 의해 이송된다. 통상 미분탄 이송시 요구되는 송풍기의 공급 압력은 도관내 미분탄류 막힘(plugging) 방지, 균등분배 및 정적 분사속도 유지 등을 고려하여 선정되므로, 노즐 내부의 과도한 압력손실은 고압 송풍기를 필요로 하는 문제점을 발생시킨다. 따라서 실제 노즐 설계 적용을 위해서는 노즐내 압력 강하량을 고려한 편중방지 장치의 최적 조건을 찾는 것이 중요하다.

노즐내 미분탄 편중성 조사를 위해 본 해석에서는 RMS(Root Mean Square)를 도입하였다. RMS는 분포의 균일 정도를 평가하는 지수 중의 하나로 그 값이 작을 수록 분포가 균일함을 의미한다.



(a) RMS(C_{p2})



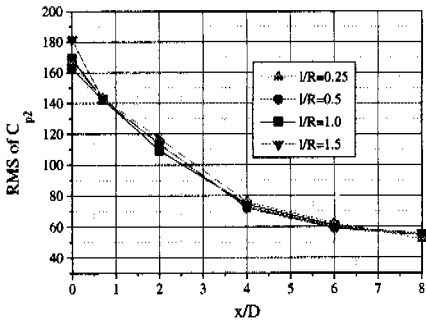
(b) Pressure drop

Fig. 11 RMS of coal concentration along axial length and increasing rate of pressure drop with different height of diffuser

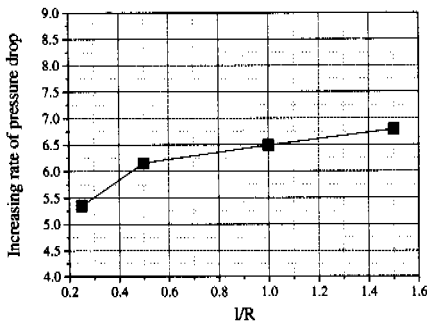
본 해석에서는 위치별 미분탄 입자의 농도인 C_{p2} 분포의 RMS를 다음 식 (15)에 의해 적용하고, 그 편중 정도를 판단하였다. 또한 노즐내 디퓨저 설치에 의한 노즐 입구에서 출구까지 내부 압력 강하량(ΔP)이 디퓨저가 없는 경우의 압력 강하량(ΔP_0)에 대한 증가율($\Delta P/\Delta P_0$)을 계산하고, 각 변경 인자별로 RMS 분포와 상관관계 및 그 경향을 예측할 수 있도록 하였다.

$$RMS(C_{p2}) = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N \left(\frac{C_{p2i} - \bar{C}_{p2}}{\bar{C}_{p2}} \right)^2}{N}} \times 100 [\%] \quad (15)$$

l/R 이 0.5, α 가 45° 인 경우, 디퓨저 높이(h) 변화에 대한 노즐내 미분탄 농도분포의 RMS 값 및 압력손실 증가율은 Fig. 11, $h/R=0.5$, $\alpha=45^\circ$ 인 경우에 대한 목 길이(l)의 영향을 Fig. 12 그리고 $h/R=0.5$, $l/R=0.5$ 인 경우 α 의 변화에 대한 경향을 Fig. 13에 나타냈다.



(a) $RMS(C_{p2})$



(b) Pressure drop

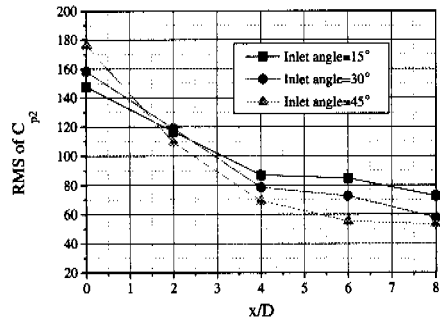
Fig. 12 RMS of coal concentration along axial length and increasing rate of pressure drop with different length of diffuser throat

h 의 증가에 따라 노즐내 미분탄 농도분포의 RMS 값은 Fig. 11의 (a)에서 급격히 감소하는 경향을 보여주는데, 이는 미분탄류 편중성이 노즐내에서 급속히 개선됨을 의미한다. 반면에 디퓨저가 없는 경우 노즐내부 압력 강하량(ΔP_0)은 128pa정도지만, Fig. 11 (b)에서 $h/R=0.5$ 시 압력 손실은 6배 이상 증가하여 디퓨저 높이의 증가에 의한 압력손실은 급격히 증가됨을 알 수 있다.

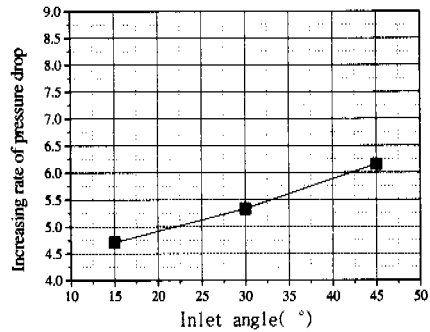
l 에 대한 RMS 값은 Fig. 12의 (a)와 같이 거의 변함이 없지만, l 이 클수록 Fig. 11 (b)에서 압력 손실량은 증가하는 경향을 보여줘 디퓨저 설계시 l 을 줄이는 것이 타당한 것으로 여겨진다.

Figure 13의 (a)와 (b)에 나타난 α 의 증가에 대한 영향은 h 의 증가시와 마찬가지로 경향을 보여주지만, 그 영향도는 덜한 것으로 나타난다.

이러한 해석 결과를 바탕으로 노즐 출구 ($x/D=8.0$)에서 RMS 값 및 노즐입구에서 출구까지



(a) $RMS(C_{p2})$



(b) Pressure drop

Fig. 13 RMS of coal concentration along axial length and increasing rate of pressure drop with different inlet angle of diffuser

압력 강하량(ΔP)의 상관관계를 살펴보면, h 에 대해서 RMS 값은 $(h/R)^{-0.94 \sim -0.77}$, 압력 강하량(ΔP)은 $(h/R)^{2.06 \sim 2.23}$ 에 비례하며, l 에 대해서 노즐 출구에서 RMS 값은 $(l/R)^{0.03 \sim 0.05}$, 압력 강하량(ΔP)은 $(l/R)^{0.11 \sim 0.13}$ 에 비례하고, a 에 대해서는 노즐 출구에서 RMS 값은 $a^{-0.29 \sim -0.28}$, 압력 강하량(ΔP)은 $a^{0.20 \sim 0.23}$ 에 비례하는 경향을 보여준다. 이러한 결과로부터 디퓨저 형상별 노즐 출구 미분탄 입자 분포 및 노즐내 압력 강하량에 미치는 주요 인자에 대한 영향을 파악할 수 있고, 각각의 상관 관계로부터 노즐 설계시 요구 되는 최적조건을 얻을 수 있을 것으로 여겨진다.

5. 결론

본 연구에서는 미분탄 노즐내 미분탄 편중성 개선을 위한 내부장치의 형상 결정을 위한 수치 해석을 수행하였다. 이를 통하여 노즐내 미분탄류 거동해석을 위한 다상유동 수치해석 방법을 확보하였고, 편중 방지장치로 고려된 벤츄리형 디퓨저의 각 구성인자 즉, 디퓨저 높이, 목 길이 및 유입부 축소각의 변화에 따른 노즐내 미분탄류 거동, 출구 농도분포 및 노즐내 압력강하 성향을 예측하였다. 본 연구 결과 미분탄 노즐내 편중도는 디퓨저 높이 및 벤츄리 축소각의 증가에 따라 개선정도는 크지만, 목 길이에 의한 영향은 거의 없는 것으로 나타난 반면, 노즐내 압력강하량은 디퓨저 높이, 벤츄리 축소각 및 목 길이의 증가시 모두 높아지는 결과를 보여준다. 이러한 결과를 바탕으로 노즐내 벤츄리 디퓨저의 최적 형상을 얻기 위해, 각 인자에 따른 내부 편중성 개선 성향 및 압력 손실량과의 상관관계를 도출하였으며, 이는 실제 미분탄 노즐 설계시 유용할 것으로 여겨진다.

후 기

본 연구는 국책 과제인 청정에너지 기술개발 사업(과제명 : 발전 보일러 저공해 연소기술 개발)의 일환으로 수행되었으며 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Oba, K., Kimoto, M., Ikeda, M., Tsuji, H., Makino, H. and Kiga, H., 1996, "Improvement of Low Load Combustion Stability for the New Low NOx Pulverized Coal Burner," *일본중양전력연구소 보고서*, Part 4.
- (2) Abele, A. R., Kindt, G. S. and Payne, R., 1989, "Field Evaluation of Low-Emission Coal Burner Technology on Utility Boilers," *2nd Generation Low-NOx Boilers*, Vol. 2.
- (3) Tadahisa, M. and Shigeki, M., 1985, "Low NOx Combustion Technology for Pulverized Coal Fuel," *Hitachi Review*, Vol. 34, No. 5.
- (4) Neti, S. and Mohamed, O. E. E., 1990, "Numerical simulation of turbulent two-phase flows," *Int. J. of Heat and Fluid Flow*, Vol. 11, No. 3.
- (5) FLUENT Inc., 1996, "FLUENT User's Guide (Release 4.4)," Vol. 2.
- (6) Yook, W. S., Shin, Y. H., Lee, G. M. and Park, S. J., 1998, "발전용 미분기 Labyrinth Seal Plate에서의 Coal Leakage 감소를 위한 수치적 연구," *Fluent User Group Meeting*.
- (7) Park, S. H., 1993, "Particle Transport and Deposition in High Temperature Gas-Particle Two-Phase Tube Flow with Thermal Radiation," Ph.D. Thesis, KAIST.
- (8) Zhou Lixing, 1992, "Theory and Numerical Modeling of Turbulent Gas-Particle Flows and Combustion," CRC PRESS INC, pp. 99~163.
- (9) 하만영, 1996, "CFD code의 산업분야에서의 응용," *Fluent User Group Meeting*.
- (10) Kim, D. J. and Choi, Y. W., 1994, "균일 난류 유동장내에서 연료입자의 퍼짐에 관한 연구," *대한기계학회논문집*, 제18권, 제5호, pp. 1330~1337.
- (11) Ikeda, M., Tsuji, H., Kimoto, M. and Makino, H., 1995, "Improvement of Low Load Combustion Stability for New Low NOx Burner," *일본중양전력연구소 보고서*, Part 1.