

高炉羽口近傍の移動現象解析

論 文

桒上 洋*・三浦 隆利*²・古川 武*³

Simulation of Transport Phenomena around Raceway Zone in the Lower Part of Blast Furnace

Hiroshi NOGAMI, Takatoshi MIURA and Takeshi FURUKAWA

Synopsis:

A two dimensional mathematical model was developed to describe transport phenomena in a packed bed of coke in front of blast furnace tuyere including pulverized coal combustion. The model consists of two sub-models, one is pulverized coal combustion model in a blow pipe and the other is combustion model in packed bed of coke. In this model coke particles in a raceway are treated as a kind of fluid and flow patterns of gas and solid phase are calculated by using two phase flow approach.

This model was applied to practical operation conditions. When pulverized coal injected into tuyere, more oxygen is consumed and higher temperature rise appears at the region more close to tuyere tip in the raceway and lower temperature is represented in the coke bed than those of all coke operation. Residence time of pulverized coal particles in a blow pipe is quite short, so burning rates in a blow pipe are very low and the pulverized coal particles mainly burn in raceway cavity. The burning rate of pulverized coal particle increases with volatile matter content of original coal, but some particles reach to inner wall of tuyere when high volatile coal is used.

Key words : mathematical model ; blast furnace ; pulverized coal injection ; raceway ; combustion.

1. 緒 言

近年、高炉羽口への微粉炭吹込み量の増加を目的として、吹込み様式及び吹込み限界に関する研究¹⁾が行われている。しかし高炉下部の燃焼帯内で燃え切らなかった粒子が高炉内部に大量に蓄積した場合には、高炉内部の通気抵抗が増大して高炉操業の悪化を招くことが予想される。微粉炭吹込み (PCI) 時の未燃微粉炭粒子の発生を予測するためには、羽口周辺の流動・伝熱・反応を含む移動現象を把握することが必要である。しかし燃焼帯内部に関して得られる情報は非常に限られていることから、シミュレーションによる高炉内部状況の把握に関心が寄せられている。これまでに一次元モデルによるレースウェイ内コークス及び微粉炭燃焼解析²⁾³⁾、高炉トー

タルモデルによるガス流動・反応及び伝熱解析^{4)~6)}が行われている。しかし、これらのモデルは高炉下部、特にレースウェイ部分に関しては大胆なモデル化あるいは省略がなされており、今後の高炉操業で期待される多量 PCI、酸素富化、酸素高炉法などの操業条件に柔軟に対応することは困難であることが予想される。

そこで、本報告では PCI 時の高炉下部、特にレースウェイ近傍における移動現象解析を行うためのシミュレーションモデルを開発し、PCI の有無による羽口近傍の状況の比較を試みた。

2. モ デ ル

本モデルは、ブローパイプ内微粉炭燃焼モデルとコークス層内燃焼モデルの二つの部分から構成される。ブ

平成 3 年 11 月 8 日受付 平成 4 年 4 月 10 日受理 (Received on Nov. 8, 1991 ; Accepted on Apr. 10, 1992)

* 東北大学大学院 (現: 東北大学素材工学研究所) 工博 (Graduate School, Now Institute for Advanced Materials Processing, Tohoku University)

*² 東北大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Tohoku University, Aza-Aoba Aramaki Aoba-ku Sendai 980)

*³ NKK 鉄鋼研究所 工博 (Steel Research Center, NKK Corporation)

ローパイプ内の微粉炭燃焼挙動は軸対称二次元座標系で計算され、得られた解析結果を直交二次元座標系のコークス充填層内燃焼モデルの流入条件として採用し、羽口近傍の移動現象の解析を行う。またコークス層内燃焼モデルでは、レースウェイ内の充填粒子を擬似流体とみなし、コークス層内流動を二相流として取り扱う。

2.1 基礎式

ブローパイプ内微粉炭燃焼モデルおよびコークス層内燃焼モデルにおける質量保存式、流体の運動方程式、エネルギー保存式は、各変数を ϕ_i で代表させると次式で表すことが出来る。

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial x} (\epsilon_i \rho_i U_i \phi_i) + \frac{1}{\zeta} \frac{\partial}{\partial y} (\zeta \epsilon_i \rho_i V_i \phi_i) \\ &= \frac{\partial}{\partial x} \left(\Gamma_{\phi_i} \frac{\partial \phi_i}{\partial x} \right) + \frac{1}{\zeta} \frac{\partial}{\partial y} \left(\zeta \Gamma_{\phi_i} \frac{\partial \phi_i}{\partial y} \right) + S_{\phi_i} + S_{d\phi} \end{aligned} \quad \dots\dots\dots(1)$$

式中の添え字 i は気相 (g) 及び固相 (b) を示し、 ϕ_i で代表された各変数は、気相速度 U_g, V_g , 乱流エネルギー k_i , 乱流エネルギーの消散速度 ϵ_i , エンタルピー h_g , 化学種 j (揮発分, $O_2, N_2, CO_2, H_2O, CO, H_2$) の質量分率 m_j 及び質量 1, 固相の速度 U_b, V_b , エンタルピー h_b 及び質量 1 である。 ζ はブローパイプ内燃焼モデルでは $\zeta = y$, コークス層内燃焼モデルでは $\zeta = 1$ である。また Γ_{ϕ_i}, S はそれぞれ有効拡散係数, 生成項であり, S_{ϕ_i} は反応による物質の消費・生成, 反応熱, 気固相互作用等を含む生成項, $S_{d\phi}$ は微粉炭粒子の反応・伝熱・運動の気流への影響を考慮するための生成項である。コークス層モデルの各変数に対応する Γ_{ϕ_i} 及び S_{ϕ_i} を Table 1 に示す。ブローパイプモデルのものは著者ら⁷⁾の二次元乱流炉の燃焼解析と同様である。基礎方程式群(1)式の解法は Patankar の方法⁸⁾に従った。

2.2 単一微粉炭粒子の燃焼モデル

微粉炭の燃焼過程は熱と物質移動及び化学反応が複雑に干渉し合った現象である。本モデルでは、1)石炭粒子はすべて球形、2)粒子の分裂・合体は起こらない、3)粒子は生石炭(原炭中の可燃分: Raw coal), チャー、灰分から構成される、4)チャーはすべて炭素から成り、チャーとして残留する炭素及び灰分を除く元素は揮発分の放出過程で粒子外に放出される、5)粒子内の温度は均一等の仮定を用いて単一微粉炭粒子の燃焼過程をモデル化した。上記の仮定を用いて一次元層流炉⁹⁾及び二次元乱流炉⁷⁾の燃焼特性が良好に推算されている。

2.2.1 反応

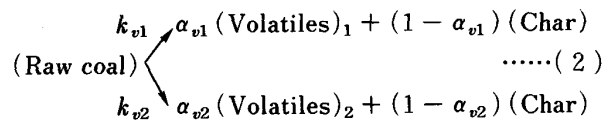
ブローパイプ内に供給された微粉炭は周囲からの輻射伝熱・高温のガスとの対流伝熱によって加熱され、揮発

Table 1. Summary of source term for coke bed combustion model.

i	ϕ	Γ	S_{ϕ_i}
Gas 1(mass)			
	0		0
U_g	μ_{eff}	$\frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_{eff} \frac{\partial U_g}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_{eff} \frac{\partial V_g}{\partial x} \right) - \epsilon_g \frac{\partial P}{\partial x} - S_{bu}$	
V_g	μ_{eff}	$\frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_{eff} \frac{\partial U_g}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_{eff} \frac{\partial V_g}{\partial y} \right) - \epsilon_g \frac{\partial P}{\partial y} - S_{bv}$	
m_j	$\rho_g D^e$	R_j	
h_g	$\frac{\lambda_{eg}}{C_{Pg}}$	$Q_h + \sum R_j Q_{rj}$	
k_i	$\frac{\mu_{eff}}{\sigma_k}$	$G - \rho_g \epsilon_i$	
ϵ_i	$\frac{\mu_{eff}}{\sigma_\epsilon}$	$\frac{\epsilon_i}{k_i} (C_1 G - C_2 \rho_g \epsilon_i)$	
Bed 1(mass)			
	0		0
U_b	μ_b	$\frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_b \frac{\partial U_b}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_b \frac{\partial U_b}{\partial y} \right) - \epsilon_b \frac{\partial P}{\partial x} + S_{bu} + S_{pu}$	
V_b	μ_b	$\frac{\partial}{\partial x} \left(\mu_b \frac{\partial V_b}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mu_b \frac{\partial V_b}{\partial y} \right) - \epsilon_b \frac{\partial P}{\partial y} + S_{bv} - S_{pv}$	
h_b	$\frac{\lambda_{eb}}{C_{Pb}}$	$-Q_h + \sum R_j Q_{rj}$	
	C_1	C_2	σ_k σ_ϵ σ_h σ_m
	1.44	1.92	0.90 1.22 0.90 0.90

$$G = \mu_{eff} \left[\left(\frac{\partial U_g}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial V_g}{\partial y} \right)^2 \right] + \left(\frac{\partial U_g}{\partial x} + \frac{\partial V_g}{\partial y} \right)^2$$

分を放出する。本解析では揮発化反応は二競争反応¹⁰⁾：



に従って石炭粒子中の生石炭から揮発分とチャーが生成するものとした。反応速度定数 k_v はアレニウス式で表され、経路 2 (k_{v2}) の活性化エネルギーは経路 1 (k_{v1}) よりも大きく、高温における揮発分放出量の増加を補正する。反応速度定数のパラメーターは Ubhayakar ら¹¹⁾の値を採用し、量論係数 α_v は Burgess ら¹²⁾の原炭の工業分析値から決定する方法を用いた。

チャー燃焼に関しては、粒子表面での酸素との不均一系反応の反応速度を、化学反応と粒子表面への酸素の拡散の複合律速を考慮して決定した。化学反応速度定数として Field¹³⁾の実験データを用いた。

生石炭、揮発分及びチャーの質量変化はそれぞれ

$$dw_{RC}/dt = - (k_{v1} + k_{v2}) w_{RC} \quad \dots\dots\dots(3)$$

$$dw_{VM}/dt = (\alpha_{v1} k_{v1} + \alpha_{v2} k_{v2}) w_{RC} \quad \dots\dots\dots(4)$$

$$dw_{CH}/dt = - (dw_{RC}/dt - dw_{VM}/dt) - A_P k_s m_{O_2} \quad \dots\dots\dots(5)$$

Table 2. Reaction parameters for single coal particle combustion.

$k = A_i \exp(E_i/T_p)$			
Devolatilization ¹¹⁾ Path	$a_{vi}[-]$	$A_i[s^{-1}]$	$E_i[K]$
1	V. M./100	3.7×10^5	18 000
2	$2 \times a_{vi}$	1.46×10^{13}	30 200
Char combustion ¹³⁾			
$A[kg/m^2 \cdot s \cdot atm]$	$E[K]$		
87 100	18 000		
$-4.9 + 3.85 \times 10^{-3} T_p$	0		
	$T_p \leq 1 273K$		
	$T_p > 1 273K$		

V. M. : Volatile matter content (wt%-d. a. f.)

と表される。揮発化反応及びチャー燃焼に関する反応パラメーターを Table 2 にまとめて示す。

2.2.2 伝熱

気流中の微粉炭粒子の温度変化については、周囲ガスとの対流伝熱、反応熱、輻射伝熱及び揮発化反応の潜熱を考慮し、単一粒子に関する熱収支を次式で表した。

$$w_P C_{PP} \frac{dT_P}{dt} = A_P h_{CP} (T_g - T_P) + \xi_V Q_V + \xi_C Q_C + \frac{\kappa_P}{\rho_{NP}} (I_T - I_P) - L_V \dots \dots \dots (6)$$

式中の ξ_V , ξ_C はそれぞれ揮発分及びチャーの燃焼熱の粒子への分配率であり、その値は実際の燃焼時には粒子温度、周囲ガス温度、火炎半径時の条件で逐次変化するが、本解析では層流炉での解析⁹⁾による検討から $\xi_V = 0.3$, $\xi_C = 0.5$ とした。また揮発化反応の潜熱 L_V は Baum ら¹⁴⁾の実験値を採用し 626.2 kJ/kg とした。

2.2.3 気流中の粒子の運動

ブローパイプ内及びレースウェイ内の気流中の微粉炭粒子の飛跡は次の運動方程式によって算出する。

$$\text{軸方向} \quad \frac{du_P}{dt} = 3 \mu_g C_{DP} \frac{Re_P}{4 \rho_P d_P^2} (U_g - u_P) \dots \dots \dots (7)$$

$$\text{半径方向} \quad \frac{dv_P}{dt} = 3 \mu_g C_{DP} \frac{Re_P}{4 \rho_P d_P^2} (V_g - v_P) \dots \dots \dots (8)$$

式中のガス速度 U_g , V_g は、粒子飛跡への乱流変動の影響を考慮するため、(1)式から得られる時間平均速度に平均値 0, 標準偏差 $(2k/3)^{0.5}$ の正規分布乱数で速度変動を加えて用いた。また抵抗係数 C_{DP} は Clift ら¹⁵⁾に従って粒子のレイノルズ数 Re_P の関数として与えた。

$$Re_P = \frac{d_P |U_g - U_P| \rho_g}{\mu_g} \dots \dots \dots (9)$$

2.2.4 微粉炭粒子の燃焼挙動の評価

Table 3. Reactions employed in coke bed model.

Homogeneous		Heterogeneous	
V. M. + $\alpha O_2 \rightarrow$ Products	[1]	C + 1/2 $O_2 \rightarrow$ CO	[4]
CO + 1/2 $O_2 \rightarrow$ CO ₂	[2]	C + $O_2 \rightarrow$ CO ₂	[5]
H ₂ + 1/2 $O_2 \rightarrow$ H ₂ O	[3]	C + CO ₂ \rightarrow 2CO	[6]
		C + H ₂ O \rightarrow CO + H ₂	[7]

前節までに示した微粉炭粒子の運動、反応及び伝熱に関する常微分方程式群(3)~(8)式は、供給する微粉炭粒子を粒径分布に基づいて 10 μm 毎に 10 分割し、各グループ毎に 30 個の代表粒子について Runge-Kutta-Gill 法を用いて積分した。この際に算出される微粉炭粒子起因の質量、運動量、熱量の各計算格子における蓄積量を(1)式中の生成項 $S_{d\phi}$ として導入することで粒子の挙動の気流への影響を評価した¹⁶⁾。

2.3 コークス層内燃焼モデル

2.3.1 反応

本モデルではレースウェイ近傍におけるコークス層中の反応として Table 3 に示した 7 つの反応を考慮し、各反応の反応速度を以下のように決定した。

気相における揮発分の燃焼 [1] については化学反応速度を無限大と仮定し、揮発分の燃焼速度を渦消散モデル¹⁷⁾によって決定した。

$$R_{fu} = -C_R \left(\rho_g \frac{\epsilon_L}{k_t} \right) \min \left(m_{fu}, \frac{m_{OX}}{C_S} \right) \dots \dots \dots (10)$$

式中の min はいずれか小さい方を取ることを示す。

CO の酸化反応 [2] については、化学反応速度として Howard ら¹⁸⁾の値を用いて

$$\frac{d[CO]}{dt} = 1.3 \times 10^{11} [CO] [O_2]^{0.5} [H_2O]^{0.5} \cdot \exp \left(\frac{-15 100}{T_g} \right) \epsilon_g \dots \dots \dots (11)$$

で与え、渦消散モデルによって算出した反応速度と比較して小さい値を反応速度とした。水素の酸化反応 [3] については赫ら³⁾の解析に従い、酸素濃度 5 mol% を臨界酸素濃度として、局所的な酸素濃度がこれ以上の場合には渦消散モデルによって反応速度を決定し、酸素濃度がこれ以下の場合には反応が停止するものとした。

一方コークス粒子の不均一系反応については反応を各反応ガスに関する一次不可逆反応とし、反応速度は化学反応、細孔内拡散及び境膜拡散の複合律速であるとして、総括反応速度定数を次式で与えた。

$$k_i = \frac{A_b}{1/k_{di} + 1/(\eta_i k_{ci})} \dots \dots \dots (12)$$

各反応の化学反応速度定数を Table 4 に示す。コークス粒子の酸素による酸化反応 [4][5] については

Table 4. Kinetic coefficients for heterogeneous reaction.

Reaction	Coefficient	Ref.
4,5	$7\,260 \exp(-18\,000/T_m) RT_g$	19)
6	$8.31 \times 10^9 (\rho/A_b) \exp(-30\,200/T_m)$	20)
7	$13.4 (\rho_b/A_b) T_m \exp(-17\,300/T_m)$	2)

T_m : Mean temperature [K]

Field¹⁹⁾の測定データが、炭素粒子の酸素による消費速度に基づくデータであることから、一旦酸素によるコークスの消費速度を算出し、反応の一次生成物となるCOとCO₂の生成割合をArthur²¹⁾のデータより決定した。

2.3.2 充填層内有効拡散係数

ガスの流動を伴う充填層中の有効拡散係数はLigny²²⁾の提案したPe数, Re数, Sc数の関係式:

$$\frac{1}{Pe} = \frac{C_{d1}}{Pe \cdot Sc} + \frac{C_{d2}}{1 + (C_{d3}/Re \cdot Sc)} \dots\dots\dots(13)$$

を用いて算出する。式中の係数C_{d1}, C_{d2}及びC_{d3}はGunn & Pryce²³⁾の測定値を上式で整理して与えた。

2.3.3 伝熱モデル

充填層中の固相の有効熱伝導度に関しては、流れを伴わない充填層中の有効熱伝導度を推算する国井-Smithの式²⁴⁾を用いて決定し、ガス-コークス粒子間の対流伝熱速度はRanzの式²⁵⁾:

$$d_b h_{cb} / \lambda_g = 2.0 + 0.6 (9 Re)^{0.5} Pr^{0.33} \dots\dots\dots(14)$$

より充填層中の伝熱係数を算出して、次式で評価した。

$$Q_h = A_b h_{cb} (T_g - T_b) \dots\dots\dots(15)$$

また充填層中を通過する気相の有効熱伝導度に関しては、物質移動と伝熱のアナロジーから、(13)式をPe数, Re数, Pr数の関係に置き直して決定した。

コークス充填層中の反応熱については、気相均一反応の反応熱は全て気相の、不均一系反応の反応熱は全て充填粒子層の熱収支式の生成項として評価した。

2.4 粒子可動条件

コールドモデルによるレースウェイの観察によれば、レースウェイ部分と充填粒子の静止部分は明確に分かれており、粒子の可動範囲即ちレースウェイの境界を何らかの方法で規定する必要がある。本モデルでは粒子層内の力のバランスを考慮して、1)局所的な粉体圧の値が負になっている、2)水平方向の気固相互作用が粉体層の限界の剪断応力を超えている、3)対象とする微小区間の周囲に最小流動化空隙率を超えている部分が存在する場合のいずれかを満たした部分を粒子の可動範囲とした。尚、条件2)中の粉体層の限界の剪断力は、対象とする点の垂直方向の粉体圧と内部摩擦係数(内部摩擦角

の正接)の積として与えた。

2.4.1 ガス-粒子間相互作用による生成項

気固間の運動量交換は以下の様に取り扱った。コークス層の空隙率が0.8以下の部分ではErgun式²⁶⁾を用いて圧力損失として算出し、Table 1中の生成項S_{bu}, S_{bv}に導入する。水平方向生成項S_{bu}は次式で表される。

$$S_{bu} = \left(150 \frac{(1 - \epsilon_g)^2 \mu_g}{\epsilon_g \phi_c^2 d_b^2} + 1.75 \frac{|U_g - U_b| (1 - \epsilon_g) \rho_g}{\phi_c d_b} \right) \epsilon_g (U_g - U_b) \dots\dots\dots(16)$$

一方空隙率が0.8を超える部分では単球の抵抗係数に基づいて算出した。

$$S_{bu} = \frac{3}{4} C_D \frac{|U_g - U_b| \epsilon_g \rho_g (1 - \epsilon_g)}{d_b} f(\epsilon_g) \epsilon_g (U_g - U_b) \dots\dots\dots(17)$$

但し

$$C_{Db} = \frac{24}{Re_P} \{ 1 + 0.15 (Re_P)^{0.687} \} \quad Re_P < 1\,000$$

$$C_{Db} = 0.44 \quad Re_P \geq 1\,000$$

式中のf(ε_g)は近傍の粒子の存在の影響を補正する為の項であり、WenとYu²⁷⁾に従い次式で与える。

$$f(\epsilon_g) = \epsilon_g^{-2.65} \dots\dots\dots(18)$$

尚、垂直方向の生成項S_{bv}についても同様に算出した。

2.4.2 重力による生成項

レースウェイ範囲の決定および重力による運動量の発生を見積もる際に粉体圧が必要となる。コークス層中の粉体圧はガスの流通に影響を受けることから、気固間の相互作用をFで代表してJannsen式²⁸⁾に導入し、次式を層表面から目的の深さまで積分することで決定する。

$$\frac{dP_v}{dh_a} = \rho_b g - F - \frac{4}{D_T} \mu_w K_a P_v \dots\dots\dots(19)$$

尚、層中の空隙率が充填層の最小流動化空隙率を超えている部分では、上方からの粉体圧は下方に伝播しないものとし、この部分での粉体圧は対象となる微小領域に含まれる充填粒子の重量から気固相互作用力を差し引いた値とした。

3. 解析結果

3.1 コールドモデルによる流動の解析

まず本モデルを小型のコールドモデルを用いた実験に適用した。実験装置の概略をFig. 1に示す。充填容器は幅300mm×高さ600mm×奥行き19mmの薄い直方体、前後面は内部の粒子の運動を観察するためガラス製とした。羽口は幅2mm×奥行き19mmのスロット

状、容器底面から70 mmの高さに設置し、コンプレッサから空気を供給する。充填粒子は粒径1 mm 或いは2 mm、密度2500 kg/m³のガラスビーズを用い、容器内に初期状態で450 mmの深さに充填した。

Fig. 2 に実験により形成されたレースウェイと解析によって得られたレースウェイの比較を示す。実験結果の実線および矢印はレースウェイの形状及び粒子の運動の方向を示す。解析結果のレースウェイ形状は、粒子の可動部分の計算格子に1、不動部分には0の数値を与え、その境界となる0.5の値で描かせた等値線である。また矢印は粒子速度及び方向をベクトルとして表示した。実験による観察から、レースウェイ内の粒子は、羽口前から水平より若干下向きに高速で吹き飛ばされ、レースウェイの突き当たり付近で運動の方向を上下二方向に変え、二つの渦を形成して羽口前に循環するが、この部分

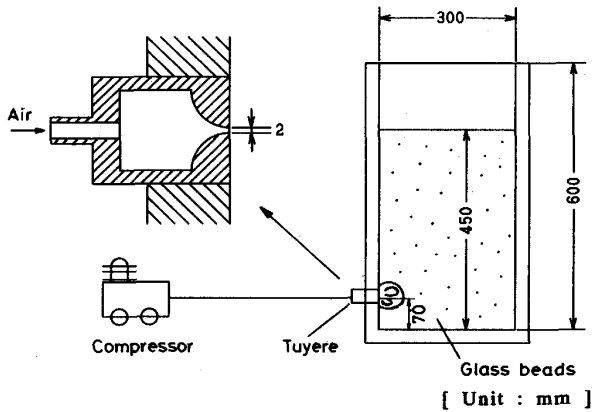


Fig. 1. Schematic diagram of experimental apparatus.

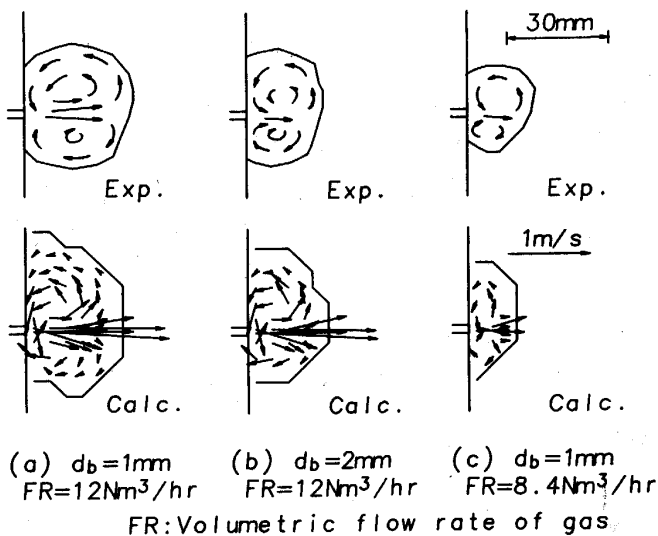


Fig. 2. Comparison of calculated raceway shape and particle flow pattern with the experimental results.

では、粒子は粒子同士の干涉によってレースウェイ空間の中央部と比較して緩慢な運動を示す。解析結果を実験結果と比較すると、解析結果はレースウェイの大きさに対して若干計算格子が粗いこともあり、レースウェイの形状を忠実には再現していないが、レースウェイ奥行き及び高さについては実験結果を十分に再現している。また粒子の流動パターンについても概ね再現されている。

3.2 ブローパイプ内微粉炭燃焼

Fig. 3 にブローパイプモデルの解析領域を示す。領域はブローパイプの先端から800 mmを模擬しており、ランス先端は羽口先端から670 mmに位置している。ブローパイプの内径は180 mmから140 mmまで徐々に絞られている。ここでは揮発分含有量の異なるSaraji炭、Witbank炭及びTaiheiyo炭の3炭種について解析を行った。各石炭の分析値をTable 5に、解析の条件をTable 6に示す。

ブローパイプ内温度分布の推算結果をFig. 4に、Saraji炭粒子の飛跡の解析結果をFig. 5に示す。粒子飛跡については各粒径10個の代表粒子について推算結果を示した。いずれの石炭の場合も微粉炭の燃焼によって形成される高温部の半径方向への広がり、ほぼランスの外径程度である。これはブローパイプ内の流速が非常に高く(流入条件で188 m/s)、ブローパイプ内における燃焼率の大部分を占める30 μm 以下の粒子の半径方向への拡散が生じていないためである。60 μm 以上の大粒子ではブローパイプ半径の半分以上の領域へ分散する粒子も見られるが、これらの粒子のブローパイプ内の滞在時間は非常に短く、ブローパイプ出口における燃焼

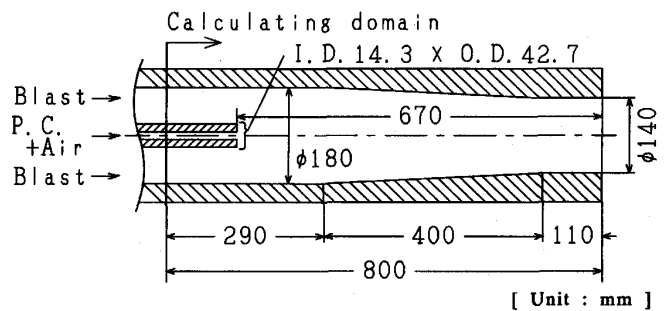


Fig. 3. Calculating domain for blow pipe model.

Table 5. Analysis of coal samples.

Coal	Proximate analysis [wt%-db]			Ultimate analysis [wt%-daf]			Calorific value [MJ/kg]
	V. M.	Ash	C	H	N	S	
Saraji	19.5	9.0	89.2	4.7	2.0	0.7	32.9
Witbank	34.3	7.2	83.6	5.1	2.2	0.7	31.4
Taiheiyo	44.6	15.6	77.5	6.5	1.0	0.2	26.4

Table 6. Calculating condition for blow pipe model.

Blast :	Feed rate	4.241 kg/s
	Temperature	1450 K
	Pressure	386 kPa
	Composition oxygen	24.7 wt%
	Moisture	3.1 wt%
Pulverized coal :	Feed rate	0.165 kg/s
	Temperature	300 K
P. C. air :	Feed rate	0.0186 kg/s
	Temperature	300 K
	Pressure	386 kPa
	Composition oxygen	23.3 wt%
	Moisture	0 wt%

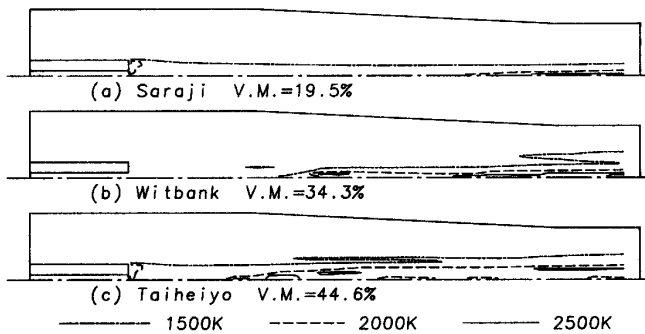


Fig. 4. Temperature distributions in blow pipe.

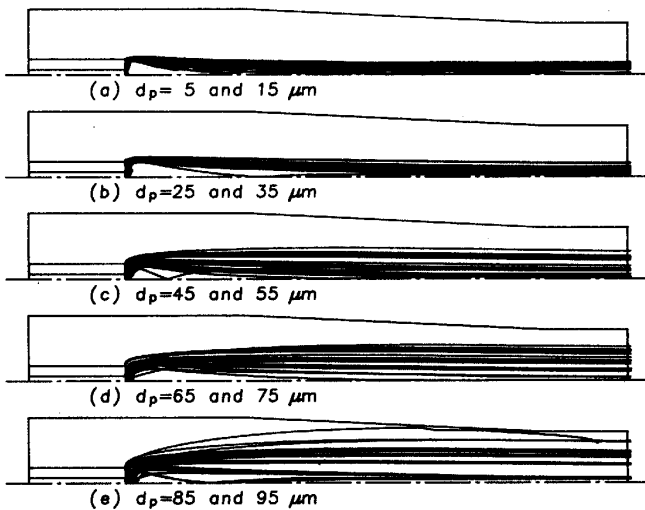


Fig. 5. Calculated particle trajectories of Saraji coal in blow pipe.

率も大部分の粒子で2%以下となるため、大粒子の分散の衝風の温度上昇への寄与はほとんど生じない。

Fig. 6にTaiheiyō炭の65, 75, 85及び95 μmの粒子の飛跡を示す。揮発分含有量の大きなTaiheiyō炭の場合には、ランス先端付近における急激な揮発分の放出によって、粒子の半径方向への分散がSaraji炭と比較して増大し、羽口内壁に到達する粒子も生じている。

本解析における微粉炭粒子の平均滞在時間は約5ms

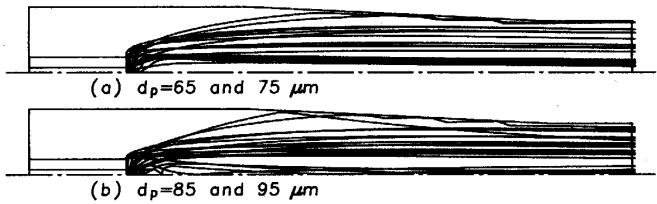


Fig. 6. Calculated particle trajectories of Taiheiyō coal in blow pipe.

Table 7. Calculating condition for coke bed model without PCI.

Blast :	Feed rate	4.5 kg/s
	Temperature	1318 K
	Pressure	384 kPa
	Composition oxygen	23.5 wt%
	Moisture	3.6 wt%

であった。また燃焼率はSaraji炭5.8%、Witbank炭8.1%、Taiheiyō炭16.4%であり、高揮発分炭ほど燃焼率は向上する。

3.3 コークス充填層内移動現象解析

コークス層内反応モデルは炉床径14.8m、羽口数38本の高炉下部を仮想し、羽口一本あたりの扇型と水平方向断面積が等しくなるように、幅0.61m×奥行き7.4mの水平断面形状を持つ6mの高さのコークス粒子層(粒径20mm)を解析対象とした。羽口は高さ1mに設置され、前節で取り扱ったブローパイプの出口面積と等しくなるように幅25mmとした。ここではオールコークス操業時とWitbank炭の吹込みを行った場合について解析を行った。オールコークス操業時の羽口における流入条件は前節で対象とした操業条件と同等の出鉄比となる操業値を用いた。オールコークス操業時の流入条件をTable 7に示す。PCI時の流入条件は、気相についてはブローパイプ内微粉炭燃焼モデルの出口における推算値の平均値を用い、微粉炭粒子については羽口先端で未燃分の残留する粒子のみ羽口先端からブローパイプモデルの最終状態から計算を継続するものとした。

Fig. 7にオールコークス操業時とPCI時のレースウェイ形状の比較を示す。PCI時にはオールコークス操業時と比較して粒子の可動範囲が拡大している。これは衝風と共に供給される微粉炭からの急激な揮発分の放出、チャーの燃焼によるレースウェイ内ガスの急激な体積増加が原因と考えられる。

Fig. 8にレースウェイ近傍の気固両相の温度分布の推算結果を示す。PCIの有無によらず充填層中の温度分布は同様の傾向を示す。ガスの温度は羽口からレースウェイ中に吹き込まれるとコークス或いは微粉炭の燃焼

によって急激に上昇し、レースウェイ空間内で最高温度に達した後、コークス層中に拡散するにつれ徐々に温度が低下する。固相の温度はレースウェイ空間内の羽口直前では周囲に比べて若干温度が低い、レースウェイ突き当たりの羽口中心軸よりもやや上方で最高温度を示し、ガスの温度分布と同様にレースウェイから遠ざかるにつれて次第に温度が低下する。オールコークス操業時と PCI 操業時の分布を比較すれば、PCI 時には固相の最高到達温度が若干低く、高温部分の広がりも若干狭くなっている。これはコークスに比べ発熱量の低い微粉炭の燃焼による燃焼温度の低下及び微粉炭の燃焼による酸素の急激な消費が原因である。

Fig. 9 にレースウェイ内の羽口中心軸上の CO, CO₂, O₂ 濃度及び気相温度分布を示す。羽口から供給された衝風中の酸素は、コークス粒子或いは微粉炭の燃焼によって急激に減少し、これと同時に CO₂ 濃度が一旦増加する。CO₂ 濃度はガス温度の極大値付近でピークを

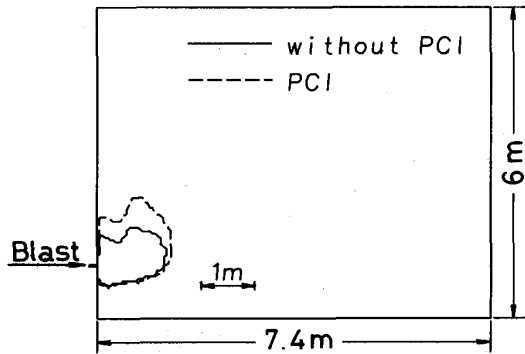


Fig. 7. Comparison of raceway shape with PCI and without PCI.

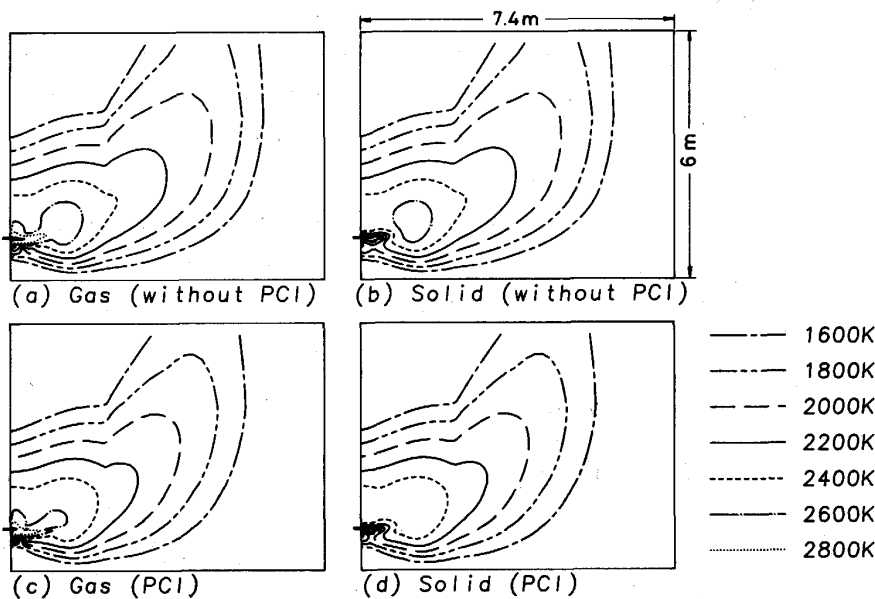


Fig. 8. Comparison of temperature distribution in coke bed with PCI and without PCI.

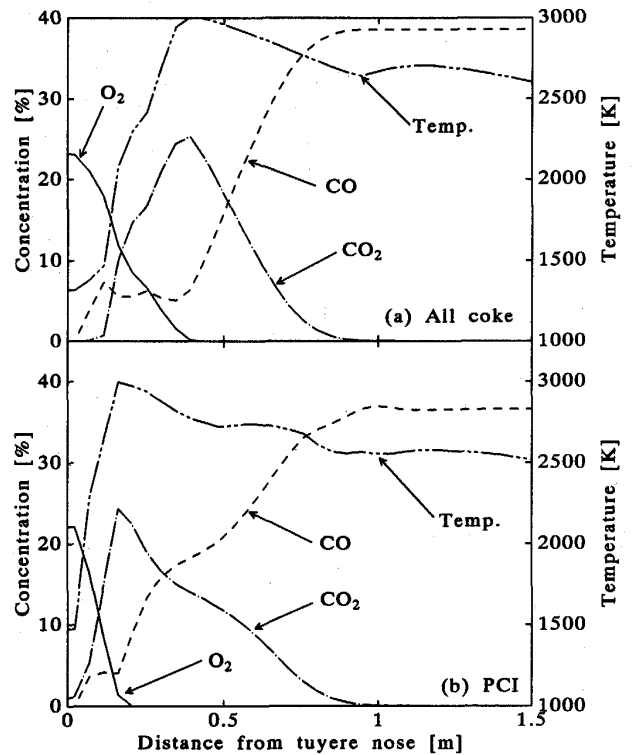


Fig. 9. Distributions of CO, CO₂, O₂, concentration and gas temperature on the tuyere axis.

示した後に減少し、同時に CO 濃度が増加する。以上の各変数の分布形状は PCI の有無によらず同様の傾向を示すが、PCI 時には気流中の微粉炭粒子の反応によって各変数の分布が羽口方向へ移行する。

レースウェイ内の微粉炭の燃焼性については、本解析条件における微粉炭粒子のレースウェイ内滞在時間(羽口から供給されてからレースウェイの範囲外に到達する

までの時間)は、何れの炭種についても7ms前後、ブローパイプ及びレースウェイ内を通じての燃焼率はSaraji炭44.3%、Witbank炭73.9%、Taiheiyo炭96.2%であり、この場合も揮発分含有量の大きな石炭ほど燃焼率が向上した。また他研究者の解析と解析条件が異なるが、微粉炭の燃焼率について赫ら⁸⁾の解析とは良好に一致し、田村ら²⁹⁾の解析と比較すると燃焼率が低く推算されている。本解析で用いた反応パラメーターは一般の燃焼炉を対象としたものであり、今後高強度燃焼に対応する基礎実験によって測定したパラメーターの使用及び実際の高炉における測定結果との比較によって解析モデルの精度向上を図る必要があると考えられる。

4. 結 言

高炉羽口前のコークス層中の移動現象を解析するため、ブローパイプ内微粉炭燃焼モデルとコークス層内燃焼モデルの二つのサブモデルから構成される数学モデルを開発した。本モデルでは、レースウェイ形状、ガス及び充填粒子の流動、微粉炭燃焼、コークス層中の反応及び熱と物質移動が同時に解析される。

本モデルをコールドモデルによるレースウェイの形成実験に適用し、レースウェイの形状及びレースウェイ内の流れ模様を十分に再現することが出来た。

ブローパイプ内燃焼モデルによる解析の結果、ブローパイプ内における微粉炭粒子の滞在時間は非常に短く、微粉炭の燃焼率は非常に低いことが示された。また、ブローパイプ内での燃焼率は高揮発分炭の使用で向上させることが出来るが、高揮発分炭を用いた場合には粒子の半径方向への分散が増大し、羽口内壁への粒子の衝突の可能性が増加することが示された。

コークス層内燃焼モデルによる解析ではオールコークス操業とPCI操業の比較を行い、PCI時には微粉炭の燃焼によって羽口前の温度上昇及び酸素消費が急激になるが、コークス層中の温度レベルは若干低下する傾向が示された。

記 号

A_p : 微粉炭粒子表面積 [m^2], A_b : 充填層比表面積 [m^{-1}], C_p : 比熱 [$J/kg \cdot K$], d : 粒子径 [m], g : 重力加速度 [m/s^2], h : エンタルピー [J/kg], h_c : 伝熱係数 [$W/m^2 \cdot s$], h_d : 充填層深さ [m], I : 幅射熱流束 [$W/m^2 \cdot s$], K_a : 主動粉体圧係数 [—], k_c : 不均一系反応速度定数 [kg/s], k_d : 物質移動係数 [$kg/m^2 s$], k_s : 総括反応速度定数 [$kg/m^2 s$], k_v : 揮発化反応速度定数 [s^{-1}], Q : 反応熱 [J/kg] または伝熱速度 [W], R : 反応速度 [kg/s], T : 温度 [K], $u_p \cdot v_p$: 粒子速度 [m/s], w : 重量 [kg]

ϵ_i : 体積分率 ($i = b, g$) [—], η_i : 触媒有効係数 [—], κ_p : 吸収係数 [m^{-1}], λ : 熱伝導度 [$W/m \cdot K$], μ_i : 粘度 ($i = b, g$) [$Pa \cdot s$], μ_w : 壁-粒子間摩擦係数 [—], ρ : 密度 [kg/m^3], ρ_N : 数密度 [—], ϕ_c : 形状係数 [—]

下付き文字

b : 充填層, c : チャー, e, eff : 有効, fu : 燃料, g : ガス, ox : 酸化剤, p : 微粉炭粒子, v : 揮発分

文 献

- 1) 松浦正博, 光藤浩之, 古川 武, 大野陽太郎: 材料とプロセス, **3** (1990), p. 82
- 2) 桑原 守, 謝 裕生, 鞭 巖: 鉄と鋼, **66** (1980), p. 1918
- 3) 赫 冀成, 桑原 守, 鞭 巖: 鉄と鋼, **72** (1986), p. 1847
- 4) J. Yagi, K. Takeda and Y. Omori: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., **22** (1982), p. 884
- 5) 杉山 喬, 須賀田正泰: 製鉄研究, (1987) 325, p. 34
- 6) 桑原 守, 高根慎司, 関戸邦雄, 鞭 巖: 鉄と鋼, **77** (1991), p. 1593
- 7) 埜上 洋, 三浦隆利, 大谷茂盛: 第26回燃焼シンポジウム前刷集 (1988), p. 221
- 8) Patankar: Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, New York (1980) [McGraw-Hill]
- 9) M. Sato, J. Fukai, T. Miura and S. Ohtani: Coal Combustion, ed. by J. Feng, New York (1988), p. 215 [Hemisphere]
- 10) H. Kobayashi, J. B. Howard and A. F. Sarofim: 16th Symp. (Intn'l) Combust. (1976), p. 411
- 11) S. K. Ubhayakar, D. B. Stickler, C. W. von Rosenberg Jr. and R. E. Gannon: 同上, p. 427
- 12) J. M. Bergess, A. S. Jamaluddin, M. J. McCarthy, J. G. Mathieson, S. Nomura, J. S. Truelove and T. F. Wall: Proc. Joint Symp. of ISIJ and AIMM (1983), p. 129
- 13) M. A. Field: Combustion and Flame, **13** (1982), p. 237
- 14) M. M. Bawm and P. J. Street: Combust. Sci. Tech., **3** (1971), p. 3
- 15) R. M. Clift, J. R. Grace and M. E. Weber: Bubble, Drop and Particles, New York (1978), p. 97 [Academic Press]
- 16) C. T. Crowe, M. P. Sharma and D. E. Stock: J. Fluid Eng., **99** (1977), p. 325
- 17) B. F. Magnussen, B. H. Hjertager, J. G. Olsen and D. Bhaduri: 17th Symp. (Intn'l) Combust. (1979), p. 1383
- 18) J. B. Howard, G. C. Williams and D. H. Fine: 14th Symp. (Intn'l) Combust. (1970), p. 975
- 19) M. A. Field, D. W. Gill, B. B. Morgan and P. G. W. Hawksley: Combustion of Pulverized Coal, Leatherhead (1967) [Chenery & Sons Ltd.]
- 20) G. Heynert and J. Williams: Stahl Eisen, **79** (1959), p. 1545
- 21) J. R. Arthur: 文献 19), p. 201
- 22) C. L. de Ligny: Chem. Eng. Sci., **25** (1970), p. 1177
- 23) D. J. Gunn and C. Pryce: Trans. Inst. Chem. Engers., **47** (1969), p. T341
- 24) D. Kunii and J. M. Smith: AIChE J., **6** (1960), p. 97
- 25) W. E. Ranz: Chem. Eng. Prog., **48** (1952), p. 247
- 26) S. Ergun: 同上, p. 89
- 27) C. Y. Wen and Y. H. Yu: Chem. Eng. Prog. Symp. Ser., **67** (1966), p. 100
- 28) 化学工学便覧第五版(化学工学協会編)(1988), p. 868 [丸善]
- 29) 田村健二, 上野浩光, 山口一良, 須賀田正泰, 天野 繁, 山口一成: 鉄と鋼, **77** (1991), p. 775