

微粉炭の分散を考慮した 微粉炭燃焼一次元数学モデルの開発

佐藤 道貴*・村井 亮太*・有山 達郎*

Development of One-dimensional Mathematical Model for
Pulverized Coal Combustion Considering Particle Dispersion

Michitaka SATO, Ryota MURAI and Tatsuro ARIYAMA

Synopsis : A one-dimensional mathematical model of pulverized coal combustion in a blast furnace considering particle dispersion has been newly developed. On the basis of the model, the combustion efficiency was precisely estimated by setting the dispersion parameters properly for the lance structure. Evaluation of the effect of lance structure on the combustion behavior using this mathematical model suggested that the combustion efficiency in the raceway was greatly improved by intensifying the dispersion of particles. It was estimated that this phenomenon was resulted from the increase of the gasification rate of char particles caused by heating-up and the pyrolysis of the coal particles followed by the combustion of the volatile matter with peripheral oxygen. Moreover a simulation using an oxy-coal lance was carried out. The oxygen supplied from the lance tip was rapidly mixed with the hot blast as coal particles were dispersed, and concentration of oxygen that contributes to coal combustion decreased soon after injection. Therefore, injection of pulverized coal with the oxy-coal lance showed little improvement in combustibility compared with a normal single lance.

In conclusion, taking the particle dispersion into account in the one-dimensional model, it became possible to make a quantitative approach to evaluate the effect of lance structure, lance arrangement and the manners of oxygen enrichment in an actual blast furnace.

Key words : ironmaking ; blast furnace ; pulverized coal injection ; pulverized coal combustion ; one-dimensional mathematical model ; injection lance.

1. 緒言

微粉炭吹き込みは、コークスと一般炭との価格差に基づくコストメリットやコークス炉の炉命延長の観点から、その重要性が認識され、近年、ますます多量吹き込みが志向されるようになった。安定した微粉炭多量吹き込み操業を実現するためには、微粉炭の燃焼率を向上させることが最も基本であると考えられ、実炉の条件を模擬した微粉炭燃焼実験が活発に行われ、燃焼挙動の実態解明と共に、燃焼率向上に結びつく知見が得られつつある^{1,2)}。しかしながら、多量吹き込みを達成する上では、実炉の燃焼挙動の高精度な推定を可能とする数式モデルの開発も不可欠である。このような観点から、微粉炭燃焼一次元モデル^{3,4)}、二次元モデル^{5,6)}の研究開発が行われている。これらの中で一次元モデルは簡便であるが、断面方向において粒子運動などプロセス変数は均一を前提としている。しかし、筆者らの実験観察によると⁷⁾、ランスから吹き込まれた直後の微粉炭は高速の気流中で収束した流れを取り、断面中で不均一であり前述の仮定と一致しない。一方、二次元モデルは微粉炭粒

子の局所的な運動変化などを考慮できるが、同時に多くのプロセス変数を発生させ、計算は複雑化する。

そこで本研究では、両者のモデルの得失を考慮し、一次元モデルを基礎とするが、微粉炭流れの存在域と周囲の領域を区別し、微粉炭の空間分散性を考慮することにより、実炉における燃焼挙動の精度良い推算とランス構造の効果予測を可能とした新たな数式モデルを開発した。そして、本モデルにより、燃焼率向上を図る上で重要なランス構造について詳細な検討を行ったので以下に報告する。

2. 数学モデルの基本構造

2・1 微粉炭流れのモデル化

ホットモデル実験によると⁷⁾、ランスから吹き込まれた微粉炭は断面方向に徐々に分散し、その周囲に微粉炭は存在しない。その分散性はシングルランス、ダブルランスなどのランス構造に支配され、燃焼率にも大きく影響する。この吹き込み直後の微粉炭流れを、本モデルではFig. 1に示す指数関数形で近似した(以下、PC主流線とする)。この関数

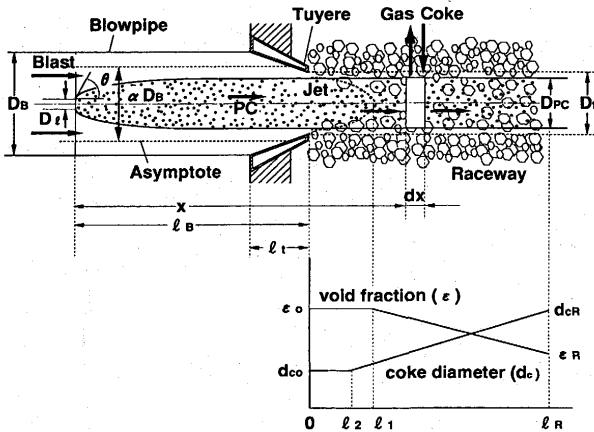


Fig. 1. Calculation zone and dimensions in one-dimensional model.

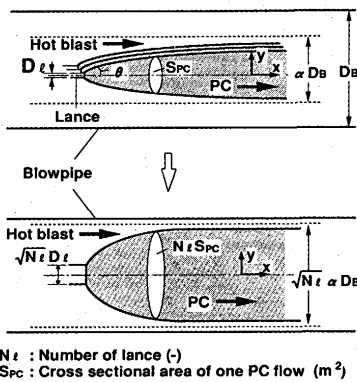


Fig. 2. Modelling of pulverized coal flows in blow-pipe.

形は、微粉炭の初期噴出角度 θ と微粉炭の最大拡散率 α (漸近線の径とブローパイプ径の比)によって表される。また、Fig. 2に示すように吹き込みランスが複数(N_l 本)の場合、吹き込み直後のPC主流線同士に相互干渉がないとすると、PC主流線の総断面積は一本の場合の N_l 倍で増加すると考えられる¹⁾。従って本研究では、これを断面積変化の等しい一本の主流線で代表させることにした。よって、ランス内径 D_i および前述の θ , α を一本のランスに固有なパラメーターとすると、 N_l 本のランス使用時の微粉炭主流線の径 D_p は下式で与えられる。

$$D_p = (\alpha' D_b - D_i') [1 - \exp\{-2X \tan \theta' / (\alpha' D_b - D_i')\}] + D_i' \quad (1)$$

但し、 $\alpha' = \sqrt{N_l} \alpha$, $D_i' = \sqrt{N_l} D_i$, $\theta' = \tan^{-1}(\sqrt{N_l} \tan \theta)$

本式から明らかなように、 N_l 本ランス使用時には、 α および D_i を $\sqrt{N_l}$ 倍、 θ を $\tan^{-1}(\sqrt{N_l} \tan \theta)$ に変換して一本の主流線を計算するのと同義になる。以下では変換後の α および θ をランスに固有な値として用いる。

羽口およびレースウェイ付近のディメンションはFig. 1のように設定し、計算対象とする装置と同一とした。レースウェイ内では微粉炭とコークスの競合燃焼領域であり、微粉炭の燃焼性はコークスの充填状態の影響を受けると思わ

Table 1. Chemical reactions considered in one-dimensional model.

Chemical reactions		Reaction rate	
Heterogeneous			
$n \leq 2m+2$	$C_p H_q O_r = A_1 C_m H_n + A_2 CO$	R_1	
$n > 2m+2$	$C_p H_q O_r = A_1 C_m H_{2m+2} + A_1(n-2m-2)/2 H_2 + A_2 CO$		
	$C(\text{char}) + 1/2 O_2 = CO$		R_2
	$C(\text{char}) + CO_2 = 2CO$		R_3
	$C(\text{char}) + H_2O = CO + H_2$		R_4
	$C(\text{coke}) + 1/2 O_2 = CO$		R_5
	$C(\text{coke}) + CO_2 = 2CO$		R_6
	$C(\text{coke}) + H_2O = CO + H_2$	R_7	
Homogeneous			
	$H_2 + 1/2 O_2 = H_2O$	R_8	
	$CO + 1/2 O_2 = CO_2$	R_9	
$n \leq 2m+2$	$C_m H_n + m/2 O_2 = mCO + n/2 H_2$	R_{10}	
$n > 2m+2$	$C_m H_{2m+2} + m/2 O_2 = mCO + (m+1)H_2$		

Table 2. Rate equations adopted to this model.

Reaction rate (R_i)	Rate equations	Ref.
R_1	$R_1 = N(\pi/6)d_{p0}^3(\rho_{p0}/M_{vm})k_{vo}(V^*-V)\exp(-E/RT_p)$	9)
	$k_{vo} = -1.11 \times 10^7 \omega_c^2 + 1.96 \times 10^7 \omega_c - 8.55 \times 10^6$	10)
	$E = -2.76 \times 10^6 \omega_c^2 + 4.82 \times 10^6 \omega_c - 2.04 \times 10^5$	10)
Char	$R_i = k_i C_j$, $i=2\sim4$, $j=1\sim3$ (O_2 , CO_2 , H_2O)	11)
	$k_i = a_i N / (1/k_{ij} + 1/k_{ci})$	
	$k_{ij} = D_j(2 + 0.6 Re_p^{1/2} S_c^{1/3}) / d_p$	
	$k_{c4} = k_{c4}' / (1 + k_{c4}'' C_{H_2})$	
R_2	$k_{c2} = 7260 \exp(-17980/T_p) RT_g$	12)
	$k_{c3} = 4.1 \times 10^9 \exp(-29810/T_p)$	13)
R_4	$k_{c4}' = 3.85 \times 10^7 \exp(-34260/T_p)$	14)
	$k_{c4}'' = 95.7 \exp(-7306/T_p)$	
	$k_{c4} = k_{c4}' / (1 + k_{c4}'' C_{H_2})$	
Coke	$R_i = k_i C_j$, $i=5\sim7$, $j=1\sim3$ (O_2 , CO_2 , H_2O)	3)
	$k_i = a_i / (1/k_{ij} + 1/\eta k_{ci})$	
	$k_{ij} = (D_j / \phi d_c) S h_c$	
	$k_{c7} = 13.4(\rho_{bc}/a_c) T_m \exp(-17310/T_m)$	
R_5	$k_{c5} = 7260 \exp(-17980/T_m) RT_g$	12)
R_6	$k_{c6} = 8.31 \times 10^9 (\rho_{bc}/a_c) \exp(-30190/T_m)$	3)
R_7	$k_{c7} = 13.4(\rho_{bc}/a_c) T_m \exp(-17310/T_m)$	3)
R_8	$y_{O_2} \leq 0.05$ $R_8 = 0$ $y_{O_2} > 0.05$ $R_8 = b/2R_{10} + R_7 + A_1(b-2m-2)/2R_1$	3)
R_9	$R_9 = 1.3 \times 10^{11} C_{O_2}^{0.5} C_{H_2O}^{0.5} C_{CO} \exp(-15100/T_g)$	15)
R_{10}	$R_{10} = 20000 T_g^{0.3} C_{CmHn}^{0.5} C_{O_2} \exp(-9650/T_g)$	16)

れる。本モデルでは、レースウェイ内の空隙率 ϵ 分布およびコークス粒径 d_c 分布を考慮した。このうち、前者は羽口先端部分に長さ l_1 の空隙率の高いポテンシャルコアが存在し、レースウェイ奥に向かって直線的に減少するとした⁷⁾。後者は稼働中の実炉の測定結果から同様なパターンを設定した⁸⁾。

2.2 化学反応の取り扱い

モデルではTable 1に示す10種類の化学反応を考慮した。ここで微粉炭中のチャーはCのみ、揮発分は $C_p H_q O_r$ で代表される組成で表現した。そして、急速加熱場の揮発分量は工業分析値を補正した有効揮発分量 V^* を用いた⁹⁾。

2.3 総括反応速度 R_i

10種類の反応の総括反応速度式 R_i をTable 2に示す^{3,9-16)}。揮発分の発生速度は一次の近似式⁹⁾を用いた。式中の N は、空間内の微粉炭粒子の個数密度を表し、 η を微粉炭燃焼率とすると(2)式で与えられる。

$$N = 6W_p(1-\eta) / (\pi d_p^3 \rho_p S_p u_p) \quad (2)$$

3. 物質, 運動量およびエネルギー収支式

Fig. 1のごとくブローパイプおよびレースウェイ内で一次元の燃焼場を考える。モデルではモル流束 F_x , 7種のガス成分($O_2, CO_2, CO, H_2, H_2O, N_2, C_mH_n$)のモル分率 y_j , 微粉炭粒径 d_p , 発生揮発分量 V , 粒子速度 u_p , ガス温度 T_g , 粒子温度 T_p の計13個の変数から構成され, 以降の物質, 運動量およびエネルギーに関する収支式を導いた。

3.1 物質収支式

モル流束およびガス組成収支では, レースウェイ内のPC主流線から一部 y 方向へ排出されるガス流束を考慮する³⁾, 主流外周部の熱風とは何ら相互作用を起こさずに系外に排出されるとした。

微粉炭粒子に関する物質収支では, 揮発分とチャーは独立に存在すると考え, チャーは密度一定で粒径だけが変化すると仮定した。これらガスおよび微粉炭に関する物質収支式をまとめてTable 3に示す。

3.2 運動量収支式

重力の影響を無視すると, (3)式が導かれる。

$$du_p/dx = 3C_D\rho_g |u_p - u_g| (u_p - u_g) / 4d_p u_p \rho_p \dots\dots\dots (3)$$

ここで, ρ_p は微粉炭粒子の密度であり, 次式のようにチャーと揮発分密度の和で表す。

$$\rho_p = \rho_{p0} [(1 - V^*) + (d_{p0}/d_p)^3 (V^* - V)] \dots\dots\dots (4)$$

3.3 熱収支式

微少区間における微粉炭単一粒子の熱収支より, 粒子温

Table 3. Mass balance equations.

Gas (mol flux)	$dF_x/dx = -\sum_{j=1}^7 r_j - 48F_g \xi / D_p$ ($x \leq \ln: \delta = 0, x > \ln: \delta = 1$)
Gas (mol fraction)	$dy_j/dx = -(r_j + y_j \sum_{j=1}^7 r_j) / F_x$
Char	$dd_p/dx = -2r_{char} M_{char} / \pi \rho_{char} N d_p^2 u_p$
Volatile matter	$dV/dx = -k_{vo}(V^* - V) \exp(-E/RT_p) / u_p$

Table 4. Heat balance equations.

Particle temperature	$dT_p/dx = (-\psi + T_p \sum_k \bar{C}_{pk} r_k) / (1/6)\pi d_p^3 N u_p \sum_k (C_k \rho_k / M_k) \quad k = \text{char, VM}$
Gas temperature	$dT_g/dx = (-\Phi + T_g \sum_{j=1}^7 (\bar{C}_{gj} r_j) + T_g \sum_k \bar{C}_{pk} r_k + T_g \bar{C}_{ce} r_c - 1/6\pi d_p^3 N u_p \sum_k (C_k \rho_k / M_k) (dT_p/dx)) / F_x (\bar{C}_m + T_g (d\bar{C}_m/dT_g))$
$r_{VM} = R_1, r_{char} = \sum_{i=2}^4 R_i, r_c = \sum_{i=5}^7 R_i \quad \Phi = \Phi_{che} + \Phi_{cnd} + \Phi_{rad} + \Phi_{cnv}$	
$\Psi = \Psi_{che} + \Psi_{cnd} + \Psi_{rad} \quad \Phi_{che} = \sum_{i=1}^{10} H_i R_i$	
$\Psi_{che} = H_1 R_1 + e_1 H_{10} R_{10} + e_2 \sum_{i=2}^4 H_i R_i \quad \Phi_{cnd} = (4/D_p) h_{pw} (T_g - T_w)$	
$\Psi_{cnd} = h_{pp} (T_p - T_g) a_p N \quad + 6(1 - \epsilon) h_{pe} (T_g - T_w) / \phi_d$	
$\Psi_{rad} = \sigma a_p N (T_p^4 - T_w^4) / (1/\xi_1 + (a_p N D_b / 4) (1/\xi_2 - 1)) \quad \Phi_{rad} = \sigma a_p N (T_p^4 - T_w^4) / (1/\xi_1 + (a_p N D_b / 4) (1/\xi_2 - 1))$	
$\Phi_{cnv} = (8/D_b^2) \lambda (T_w - T_i) / 2.3 \log(D_i/D_b)$	

度に関する収支式が導かれる。これをTable 4に示す。ここで, Ψ は収支式におけるエネルギー散逸項を表し, 化学反応 Ψ_{che} , 対流伝熱 Ψ_{cnd} , 輻射伝熱 Ψ_{rad} の和として表せる。揮発分およびチャーの反応熱のチャーへの分配比はそれぞれ e_1, e_2 とした。 Ψ_{cnd} では粒子-ガス間の伝熱を考慮し, 対流伝熱係数 h_p はRanz-Marshall式¹¹⁾によって推算した。 Ψ_{rad} は空間内に置かれた単一粒子への壁からの輻射伝熱を表す式を採用した。 ξ_1 および ξ_2 は粒子および壁からの熱放射率を表し, ここではそれぞれ0.75, 0.50とした¹⁷⁾。

また, ガス温度に関する熱収支式をTable 4に示す。ここで Φ は粒子に関する収支式と同様に化学反応, 対流伝熱, 輻射伝熱および伝導伝熱項の和であり, Φ_{chem} は全化学反応項, Φ_{cnd} はガスから燃焼帯壁およびコークス粒子への対流伝熱, Φ_{rad} は Ψ_{rad} と同一形の輻射伝熱項であり, Φ_{cnv} は, ブローパイプ壁から外部への伝導伝熱による熱損失を表す。

3.4 微粉炭の燃焼率変化

微粉炭の燃焼率は, 物質収支から, (5)式で与える。また, 単位長さ当たりの燃焼率変化は, 揮発分およびチャーそれぞれの変化の和として(6)式で与えられる。

$$\eta = V + (1 - V^*) [1 - (d_p/d_{p0})^3] \dots\dots\dots (5)$$

$$d\eta/dx = dV/dx + S_p r_{char} M_{char} / W_p \dots\dots\dots (6)$$

4. 計算方法

4.1 数値計算法

指数関数で近似したPC主流線上に径が断続的に変化するメッシュ群を想定し, 任意の距離 $x = x_{j-1}$ から $x = x_j$ の間はメッシュ径 D_{pj-1} で一定とし連立微分方程式を解いた。また, 任意のメッシュにおける計算終了後に, PC主流線径の拡大に相当する断面積から熱風の混入を想定し, 熱風の各特性値(ガスモル流束, ガス組成およびガス温度)と計算値の断面平均値を次メッシュの初期値とする補正を行った。このような扱いにより, PC主線線は断面方向への拡散に伴って徐々に濃度を減じながら, 酸素が混合される過程を表現できる。

また, PC主流線の内外で初期条件を独立に与えられるので, 通常ランスの他, 二重管ランスの外管部からPC主流線に向けて酸素を噴出させてPC主流線内の局所的な酸素富化を行うoxy-coalランス¹⁸⁾を模擬した計算も行うことができる。

4.2 計算値とホットモデル実測値の比較による計算パラメーターの設定

微粉炭流れに関するパラメーターを精度良く決定するため, ホットモデルのブローパイプ内の燃焼率測定結果¹⁾とのフィッティングを行った。設定したパラメーターをTable 5に, 計算値と実測値の比較をFig. 3に示す。計算値と実測値は比較的良く一致することが分かる。次に, レースウェイ

Table 5. Calculation parameters adopted to simulations of hot model and Fukuyama No.5 BF.

	Lance	d_p (μm)	θ ($^\circ$)	α (-)	e_1 (-)	e_2 (-)	l_1 (m)	ϵ_o (-)	ϵ_R (-)	l_2 (m)	d_{co} (m)	d_{CR} (m)	l_R (m)
Hot model	Single	30	30	0.60	0.7	0.5	0.05	0.90	0.45	0.05	0.010*	0.015*	0.40*
	Double	30	39	0.85	0.7	0.5	0.10	0.90	0.45	0.05	0.015*	0.020*	0.40*
Fukuyama 5BF	Single**	30	10	0.70	0.7	0.5	0.10	0.90	0.45	0.10	0.010	0.015	0.80
	Triple	30	17	1.21	0.7	0.5	0.25	0.90	0.45	0.13	0.015	0.020	1.0
	Oxy-coal	30	10	0.70	0.7	0.5	0.13	0.90	0.45	0.13	0.010	0.015	1.0

* measured

** single tuyere test

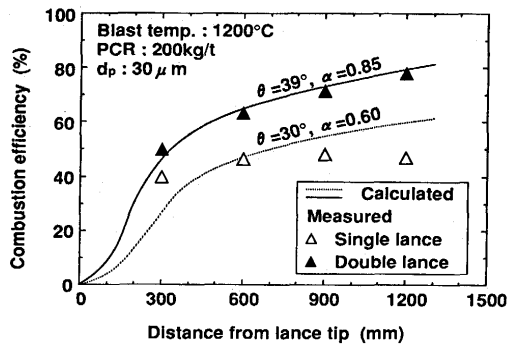


Fig. 3. Comparison of calculated combustion efficiency with measured data in blowpipe (Hot model).

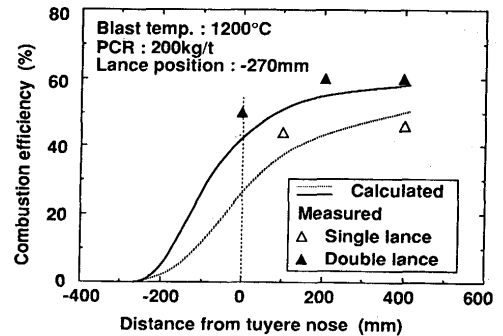


Fig. 5. Influence of injection lance on combustion efficiency along tuyere axis (Hot model).

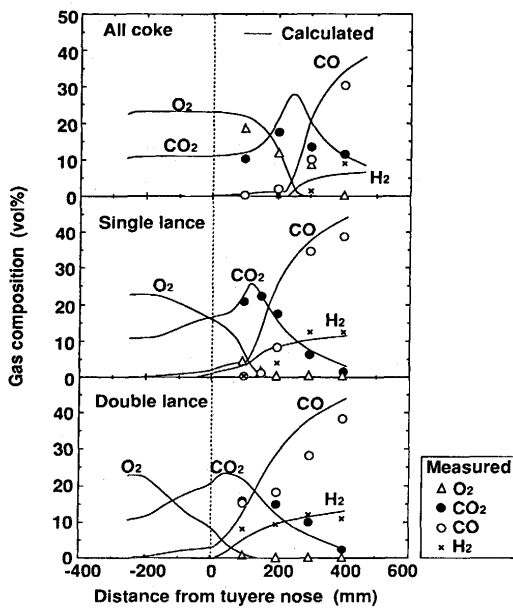


Fig. 4. Comparison of calculated gas composition with measured data in raceway (Hot model).

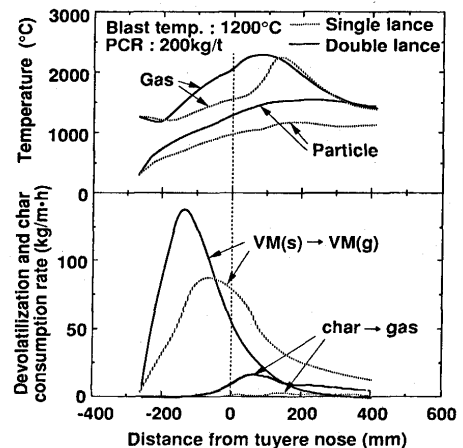


Fig. 6. Influence of injection lance on combustion behavior along tuyere axis in hot model condition.

内では、ガス組成分布の測定結果とのフィッティングを行った。微粉炭流れに関するパラメーターは前述と同一値を用い、レースウェイ内に設定した各種パラメーターをTable 5の様に与えたところ、計算値と実測値は良く一致し (Fig. 4)、本設定が妥当であると判断した。

以上のように、吹き込み直後の微粉炭の分散を考慮することにより、一次元モデルにおいてランスの影響解析が可能であり、またレースウェイ内のコークスの充填状態を適

切に与えることにより、高精度の計算ができる。

5. ランス配置の燃焼性へ及ぼす影響解析

前節で設定したパラメーターを用い、ホットモデル条件下、シングルランスおよびダブルランス使用時の微粉炭の燃焼特性の差について検討を行った。Fig. 5に、Fig. 4の計算時に得られた燃焼率の計算値を実測値と共に示す。図よりシングルランスに比べダブルランスの方がブローパイプ内における燃焼率の上昇が速く、到達燃焼率も向上することが分かる。

両ランスにおいてこのような燃焼性の差が生じた要因を

検討するために、Fig. 6にFig. 5の計算に基づく揮発分およびチャーのガス化速度の変化ならびにガス、粒子温度の変化を示す。まず揮発分放出速度に注目すると、ダブルランスの場合は吹き込み直後より急速に上昇し、羽口先200mmではほとんど放出を完了するのに対し、シングルランスの場合は放出が遅れ、レースウェイ奥でもなお継続する。また、チャーの消失反応はダブルランスではある程度の進行が認められるが、シングルランスでは極めて少ない。このような差は微粉炭の分散性の差に起因すると思われる。すなわち、Table 5に示した θ 値の比較からも明らかなように、ダブルランスのような吹き込み方法ではシングルランスに比べて微粉炭の分散が速く進行するため粒子の昇温、揮発分の放出、着火・燃焼が促進される。また α 値の増大すなわち燃焼に有効に利用できる酸素の絶対量の増加もこの一連の反応を助長する役割を果たす。この結果、レースウェイに流入するガスおよび粒子温度が上昇し、またレースウェイ内においては高分散の維持によって接触するガス量が増えるのでチャーのガス化量が増大するものと考えられる。揮発分発生量は最終的にはランスによらず同一と仮定しているため、このチャーのガス化量の差が最終燃焼率を決めると考えることができる。

また、Fig. 6よりレースウェイ内での揮発化とチャーのガス化量の和は両ランス共、同程度であるとみなせるが、Fig. 4における羽口先の酸素の消費速度を見るとシングルランスの方が急激であることが分かる。このことはシングルランスの場合の羽口先における酸素の消費機構は微粉炭よりもコークスの燃焼が主体的であることを示唆している。このこともシングルランスの場合に燃焼率が低い一因であると思われる。

従って、燃焼率向上のためには、コークスとの競合燃焼に入る前に、分散性の改善によって微粉炭粒子温度をできるだけ高め、粒子そのものの反応駆動力を高くできるような吹き込み方法が有効といえる。

6. 実炉における微粉炭の燃焼性向上手段

本モデルが実炉計算にも適用可能であることを確認するため、福山5高炉羽口一本テスト(PCR135kg/t相当、シングルランス)で得られたガス組成との比較を行った(Fig. 7)。計算に用いたパラメーターをTable 5に示す。 θ は羽口後方から撮影したビデオの画像解析により 10° とした。 α はフィッティングにより定めた。レースウェイ内条件は測定ゾンデ挿入に伴う送風量低減とホットモデルとの幾何学的相似を勘案して決定した。図より計算値は実測値の傾向を良く表していることから、実炉計算においても計算値は実用上十分な精度を有していると考えられる。

次に、この羽口一本テストで得られたパラメーターを基準とし、実炉の微粉炭燃焼率に及ぼす使用ランスおよび酸

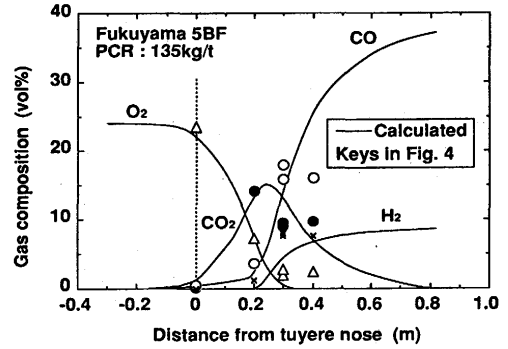


Fig. 7. Comparison of calculated gas composition with measured data in raceway (Fukuyama No.5 BF).

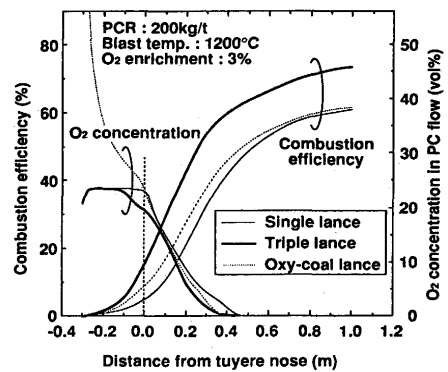


Fig. 8. Effect of lance structures on combustion efficiency along tuyere axis calculated at Fukuyama No.5 BF.

素富化方法の影響について検討した。計算は福山5BFを対象とし、操業条件は送風量 $7600\text{Nm}^3/\text{min}$ 、送風温度 1200°C 、送風湿分 $24\text{g}/\text{Nm}^3$ 、酸素富化率3%、出鉄量 $10800\text{t}/\text{d}$ 、PCRは $200\text{kg}/\text{t-pig}$ とした。ランスは1本の場合(シングルランス)と分散性強化を目的として3本の場合(トリプルランス)を想定した。酸素富化方法は熱風に均一に富化する方法を基準とし、富化分の冷酸素を全量、1本のランスに導入する方法(oxy-coalランス)についても検討した。Table 5に示したパラメーターを用いて計算した燃焼率の変化をPC主流線内の酸素濃度の変化と共にFig. 8に示す。トリプルランスの場合は、燃焼率の上昇が急であり、レースウェイ奥ではシングルランスに比べて15%程度高い燃焼率が期待される。よって、分散性の強化は実炉においても燃焼率向上に有効であることが分かる。また、oxy-coalランスの場合は、吹き込み直後において燃焼率の立上りが認められるものの、到達燃焼率には顕著な改善は見られなかった。これは、粒子が高濃度酸素中で燃焼し十分に加熱される前に、周囲の熱風の混入によってPC主流内の酸素濃度が急速に低下し、高濃度の酸素を燃焼に有効に利用できなかったためと推測される。従って、oxy-coalランスの場合には、高温の粒子と酸素を瞬時に接触させ得るようなランス構造または吹き込み方法が必要だと思われる。

7. 結論

(1) ランスから吹き込み直後の微粉炭の断面方向への拡散を考慮した一次元数学モデルを開発した。

(2) 拡散に関するパラメーターをランスに固有な値として適正に設定することにより、シングルランス、ダブルランスなどのランス構造の燃焼率への影響を高精度に推算できることが分かった。

(3) 吹き込み直後の微粉炭の分散性を改善することにより、レースウェイ内の微粉炭の燃焼率は向上する可能性を示した。これは、微粉炭粒子の昇温・熱分解の促進と揮発分の燃焼の連鎖的な進行により粒子温度が上昇し、チャーのガス化速度が向上したことが主要因であることが示唆された。

(4) 燃焼率を向上させるためには、コークスとの競合燃焼に入る前に微粉炭粒子温度を上昇させ、かつ酸素との接触を改善できるような吹き込み方法が有効である。

記号

a_c	: コークスの比表面積[m ² /m ³ -bed]
a_p	: 微粉炭1個粒子の表面積[m ²]
C	: 定圧比熱[kJ/kmol·K]
\bar{C}	: 平均定圧比熱[kJ/kmol·K]
C_j	: ガス成分jの濃度[kmol/m ³]
C_D	: 抵抗係数[-]
D	: 径[m]
d	: 粒子径[m]
D_j	: ガス成分jの拡散係数[m ² /s]
E	: 活性化エネルギー[kJ/kmol]
e_1, e_2	: 揮発分およびチャーの反応熱のチャーへの分配比[-]
F	: ガスのモル流束[kmol/m ² ·s]
H_i	: 反応式iの温度Tにおける反応熱[kJ/kmol]
h_p	: 対流伝熱係数[kJ/m ² ·s·K]
k_{fj}	: 流体境膜内物質移動係数[m/s]
k_{ci}	: 化学反応速度定数[m/s]
k_t	: 総括反応速度定数[s ⁻¹]
k_{vo}	: 揮発反応の頻度因子[s ⁻¹]
l	: 長さ[m]
M	: 分子量[kg/kmol]
N	: 微粉炭個数[1/m ³]
N_l	: ランス本数[-]
P	: 圧力[Pa]
Pr	: プラントル数[-]
R	: 気体定数[kJ/kmol·K]
R_t	: 総括反応速度[kmol/m ³ ·s]
r	: 消失速度[kmol/m ³ ·s]
Re	: Re数[-]
Sc	: シュミット数[-]
Sh	: シャーウッド数[-]
S_p	: PC主流線断面積[m ²]
T	: 温度[K]
u	: 流速[m/s]
V	: $t=t$ における揮発分発生量[-]
V^*	: $t=\infty$ における揮発分発生量[-]
W_p	: 微粉炭吹き込み量[kg/s]
X	: ランス先端からの距離[m]

y	: ガスのモル分率[-]
α	: 微粉炭の最大拡散率[-]
ϵ	: 空隙率[-]
η	: 微粉炭燃焼率[-]
θ	: 微粉炭の初期噴出角度[°]
λ	: 熱伝導度[kJ/m·s·K]
ξ	: 有効流出面積[-]
ρ_{bc}	: コークスカさ密度[kg/m ³]
ρ	: 密度[kg/m ³]
σ	: ステファン-ボルツマン定数[kJ/m ² ·s·K ⁴]
ϕ	: コークス形状係数[-]
ω_c	: 微粉炭中炭素量(d.a.f.)[-]

添字

0	: 初期
B	: ブローパイプ
c	: コークス
char	: チャー
g	: ガス
i	: 反応式
j	: ガス成分(1: O ₂ , 2: CO ₂ , 3: CO, 4: H ₂ , 5: H ₂ O, 6: N ₂ , 7: C _m H _m)
l	: ランス
m	: 平均
p	: 微粉炭粒子
R	: レースウェイ
s	: 周囲または耐火物
t	: 羽口
VM	: 揮発分
w	: 壁面
x	: X方向
y	: Y方向

文 献

- 1) 有山達郎, 佐藤道貴, 山川裕一, 山田善郎, 鈴木 実: 鉄と鋼, **80** (1994), 288.
- 2) 石渡夏生, 内山 武, 武田幹治, 板谷 宏, 佐久間義朗, 西村博文: 材料とプロセス, **8** (1995), 325.
- 3) 赫 冀成, 桑原 守, 鞭 巖: 鉄と鋼, **72** (1986), 1847.
- 4) A.S.Jamaluddin, T.F.Wall and J.S.Truelove: Ironmaking Steelmaking, **13** (1986), 91.
- 5) 武田幹治, 板谷 宏: 材料とプロセス, **6** (1993), 921.
- 6) 埜上 洋, 三浦隆利, 古川 武: 鉄と鋼, **78** (1992), 1222.
- 7) 野沢健太郎, 上條綱雄, 清水正賢: 鉄と鋼, **81** (1995), 882.
- 8) 松浦正博, 佐藤道貴, 有山達郎, 光藤浩之, 若井 造, 石井邦彦, 築地秀明: 材料とプロセス, **6** (1993), 852.
- 9) S.Badzioch and P.G.W.Hawksley: Ind.Eng.Chem. Proc.Des. Dev., **9** (1970), 521.
- 10) H.Ueno, K.Yamaguchi and K.Tamura: ISIJ Int., **33** (1993), 640.
- 11) W.E.Ranz and W.R.Marshall: Chem.Eng.Prog, **48** (1952), 141.
- 12) M.A.Field, D.W.Gill, B.B.Morgan and P.G.W. Hawksley: Combustion of Pulverized Coal, BCURA, Leatherhead, Cherry and Sons, Banbury, England, (1967).
- 13) S.Dutta, C.Y.Wen and R.J.Belt: Ind.Eng.Chem. Proc.,Des. Dev., **16** (1977), 20.
- 14) B.Srinivas and N.R.Amundson: AIChE J., **26** (1980), 487.
- 15) J.B.Haward, G.C.Williams and D.H.Fine: 14th Symp. (Int.) on Combust., Pittsburgh, (1973), 975.
- 16) R.B.Edelman and O.F.Fortune: AIAA Paper No. 6986, N.Y. (1969).
- 17) 化学工学便覧改訂五版, 化学工学協会編, 丸善, (1988), 363.
- 18) H.W.Gudenau, M.Peters and M.Joksch: Stahl Eisen, **114** (1994), 69.