論文

鉄と鋼 Vol. 85 (1999) No. 10

高炉への微粉炭吹込み時のレースウェイ内コークス粉化挙動

佐藤　道貴*・村井　亮太*・有山　達郎*・牧　章*2・下村　昭夫*2・森　候寿*2

Coke Disintegration Behavior in the Raceway of the Blast Furnace at Pulverized Coal Injection

Michitaka SATO, *Ryota* MURAI, *Tatsuro* ARIYAMA, *Akira* MAKI, *Akio* SHIMOMURA and *Kimitoshi* MORI

Synopsis : To clarify the effect of pulverized coal injection on coke disintegration behavior in the raceway, hot model experiments were carried out and changes in reaction mechanisms of coke in the raceway were examined by a mathematical model. Furthermore, a coke disintegration model had been newly developed to analyze the effects of the pulverized coal injection and the coal combustibility on the coke disintegration rate quantitatively.

As the result of the analysis using this model, pulverized coal injection had a great effect on increasing the coke disintegration rate due to the shrinkage of the oxidation zone existing in front of the tuyere that had a burn-out effect of the degraded layer on coke particles generated by the solution-loss reaction in the depths of the raceway. However, the disintegration rate could be decreased by improvement of the combustibility of the pulverized coal. It was assumed that increase in consumption of carbon dioxide by the pulverized coal resulted in suppress the formation of the degraded layer on the coke particles.

Based on above mentioned results, the injection lances at Fukuyama No.5 blast furnace were changed from the conventional single lance to the eccentric double lance with high combustibility, then the permeability at the lower part of the blast furnace was considerably improved, and it was suggested that the improvement of the lance structure could be an effective way to restrain the generation of coke fines from the raceway.

Key words: ironmaking; blast furnace; pulverized coal injection; raceway; coke degradation; coke disintegration; injection lance.

1. 緒言

高炉への微粉炭吹込みは年々普及し，99年4月現在，日本の稼働高炉31基全部が微粉炭吹込みを実施している。同時に吹込み量も増加しつつあり，微粉炭吹込みは高炉操業の基本条件となりつつある。今後，予測されるコークス炉の老朽化の進行を考慮すると，安定した微粉炭吹込み操業の実現は，ますます重要性を増すと思われる。しかしながら，微粉炭吹込み条件下では高炉下部の通気性確保など技術的課題も多い[1]。

従来から微粉炭吹込み下における高炉下部でのコークス粉の蓄積による通気性悪化が指摘されているが[2]，原因となるコークス粉の由来，また主な粉発生部位と推測されるレースウェイ内部でのコークス粉発生機構など不明な点も多く残されている。山口ら[3]は燃焼炉により，レースウェイ内でのコークス粉発生と微粉炭燃焼との関係に注目し，コークス反応劣化層の変化を解析している。また笠井ら[4]も同様な実験を行い，反応性の高いコークスが粉発生を抑制すると報告している。武田ら[5]は微粉炭吹込み量の増加と共にコークス粉発生量が急増する結果を得ている。このように微粉炭燃焼とコークス粉発生との関係について近年，注目されつつあるが，微粉炭の燃焼過程とコークス劣化ならびに粉発生機構の関係については十分に明確になっているとは言えない。

本論文では小型燃焼炉によりレースウェイ内での微粉炭燃焼とコークス粉化との関係について定量的な解析を行い，さらにモデル計算によりコークス粉の発生速度と微粉炭吹込み，あるいは微粉炭の燃焼性との関係を定量化することを試みた。その結果，今後微粉炭吹込みを推進する上で重要な知見が得られたので報告する。

2. 小型燃焼炉によるコークス粉発生量の測定

2・1 試験装置及び試験方法

Fig. 1にコークス粉化実験に用いた小型燃焼試験装置（以下，ホットモデルと称す）の模式図を示す。本装置は羽口部，ブローパイプ部およびコークス充填層部から成る。羽口内径は65 mmϕ，充填層部は幅400 mm，奥行600 mmである。微粉炭吹込み方法はシングルランス，ダブルランスとランス配置の変更が可能である。実験条件をTable 1に示す。熱風はLPGの燃焼ガスに酸素を混合することにより，所定の温度および組成になるように調整した。微粉炭

平成11年5月14日受付　平成11年7月17日受理 (Received on May 14, 1999; Accepted on July 17, 1999)
*　NKK総合材料技術研究所 (Materials and Processing Research Center, NKK Corp., 1 Kokan-cho Fukuyama 721-8510)
*2 NKK福山製鉄所 (Fukuyama Works, NKK Corp.)

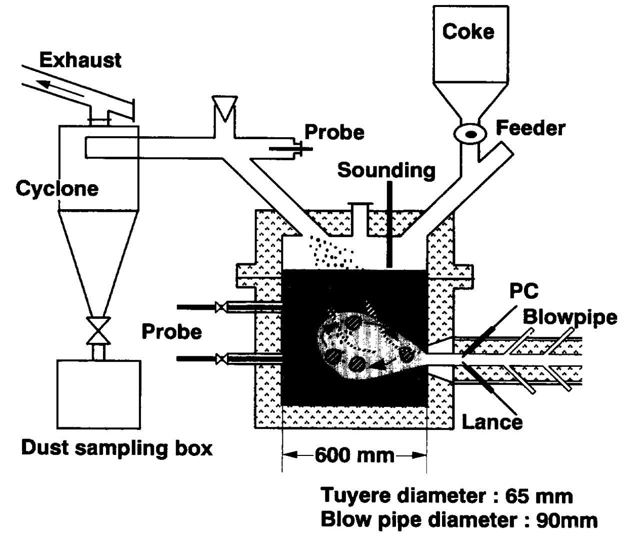


Fig. 1. Schematic illustration of hot model for coke disintegration experiments.

Table 1. Experimental conditions.

• Experimental conditions

Blast temp.		1200 °C
Blast flow rate		350 Nm³/h
Blast gas composition	O_2	21 vol%
	CO_2	10 vol%
	H_2O	13 vol%
	N_2	66 vol%
Coal injection rate		0, 65 kg/h
Oxygen excess ratio (PCI)		0.72
PCR		0, 200 kg/t
size distribution	PC	-74 μm, 80 mass%
	Coke	25 - 40 mm
Lance type		single, double lance

• Proximate analysis of coal (dry base, mass%)

VM	Ash	F.C.
33.3	9.8	57.0

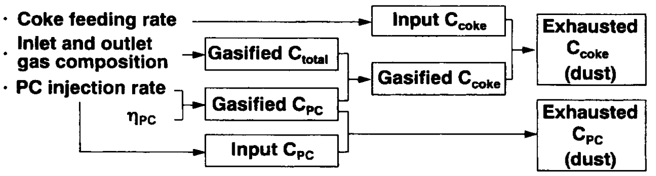
吹込み条件は，吹込みのないオールコークス条件と微粉炭吹込み比(PCR)が200 kg/t相当の両方を実施した。また，微粉炭吹込み時は微粉炭の燃焼率に影響のある上述の2種類のランスを使い分けた。燃焼時間は120分で一定にした。コークスは冷間強度(DI^{30}_{15})が94.0, 反応性(CRI)が27.5であり，25～40 mmの範囲に整粒したものを用いた。燃焼実験中は充填層高さが700 mmで一定になるように制御しながらコークスを供給し，ホッパーの重量変化から単位時間当たりのコークス供給量を測定した。実験中はレースウェイから発生するダスト（コークス粉と未燃チャーの混合物）をFig. 1に示す排ガス系に設けたサイクロンにより捕集した。しかし，全量の捕集は不可能であり，また，コークス粉と未燃チャーの分離も困難なため，次節に示すようにホットモデルのカーボン（以下，Cと略す）収支からコークス粉の発生量を求めた。実験終了後はN_2で炉を冷却，解体してコークスを採取し，粒度分布測定に供した。以上の実験は各条件で2回ずつ実施し，以下の解析における測定値は全て平均値を用いた。

Table 2. Method of carbon balance calculation in hot model.

■ Considered reactions

(Inlet)		(outlet)
Gas (O_2, CO_2, H_2O, N_2)	—+C→	$CO+H_2+N_2$
PC (C, O, H, N, ash)	—decomposition→	$CO+H_2+N_2$+char(C, ash)
Char(C, ash)	—$+O_2$, CO_2, H_2O→	$CO+H_2$+C (dust)+ash
Coke (C, H, ash)	—$+O_2$, CO_2, H_2O→	$CO+H_2$+C (dust)+ash

■ Carbon balance



PC : pulverized coal, η_{PC} : combustion efficiency of PC

Table 3. Carbon balance calculation in hot model.

	[kg/h]	All coke	PCI Single lance	PCI Double lance
Input	C_{coke}	117.9	98.1	85.9
	C_{PC}	0.0	47.4	47.4
	C_{total}	117.9	145.5	133.3
Gasified	C_{coke}	110.4	80.6	71.9
	C_{PC}	0.0	16.2	24.7
	C_{total}	110.4	96.8	96.6
Exhausted	C_{coke}	7.5	17.5	14.0
	C_{PC}	0.0	31.2	22.7
	C_{total}	7.5	48.7	36.7
η_{PC} [%]		-	45	65

2·2 コークス粉発生量の推算方法

ホットモデルにおけるコークス粉の発生量を求めるために考慮した化学反応，およびC収支の計算方法をTable 2に示す。また，Table 3には測定値およびC収支の計算過程で得られる結果をまとめて示す。C収支の計算は以下のような手順で行った。

(1) 燃焼実験中に測定した微粉炭およびコークスの供給量から各々の投入C量(Input C_{PC}およびInput C_{coke})を求める。

(2) 送風ガス組成と排ガス組成の変化から，全投入Cのうち，炉内でCOまでガス化したC量(Gasified C_{total})を計算する。

(3) Input C_{PC}と微粉炭の燃焼率η_{PC}から，微粉炭に関するC収支を計算することにより，微粉炭中Cのガス化量(Gasified C_{PC})を算出する。ここでη_{PC}は，排ガス管からサンプリングしたダスト中未燃チャーの顕微鏡観察に基づく画像解析法[6]により実測した値を用いた。

(4) Gasified C_{total}とGasified C_{PC}の差からコークス中Cのガス化量(Gasified C_{coke})を求める。

(5) Input C_{coke}とGasified C_{coke}およびInput C_{PC}とGasified C_{PC}差を求める。

最終的に，このInput C_{coke}とGasified C_{coke}の差がコーク

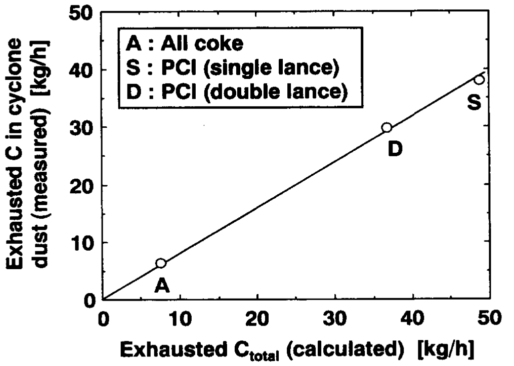


Fig. 2. Comparison between calculated and measured carbon rate exhausted from hot model.

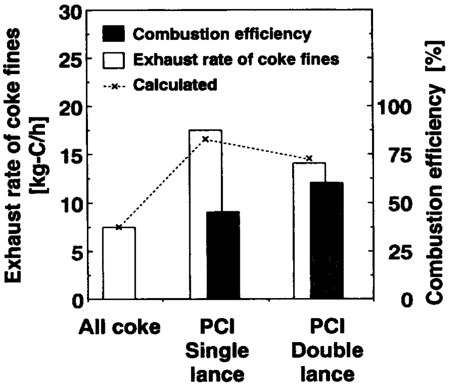


Fig. 3. Change in exhaust rate of coke fines calculated by carbon balance in hot model.

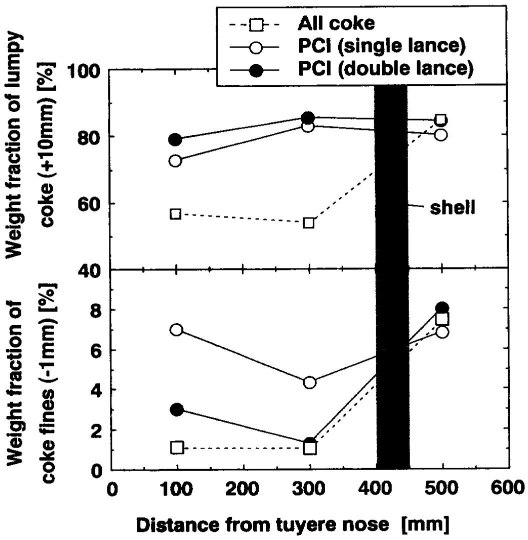


Fig. 4. Distribution of weight fraction of lumpy coke and coke fines at tuyere level.

ス中Cの排出量(Exhausted C_{coke}), すなわちコークス粉の発生量に相当することになる。

以上の計算方法が妥当であることを確認するため，計算によって得られた全排出C量Exhausted C_{total} (Table 3)と実験中にサイクロンによって捕集されたダスト中の全C量(捕集量(kg)×ダスト中C含有率(−)/燃焼時間(h)) との対応関係を調査した(Fig. 2)。本図より微粉炭吹込み有無あるいはランス種類にかかわらず，両者は傾き0.8の良好な直線関係にあることが分かる。従って，燃焼条件によらず本サイクロンの捕集効率は80%であると仮定すると，計算値と実測値は極めて良く一致していると判断できる。よって，以下ではC収支により得られた値を真として検討を進めた。

2·3 試験結果

前節の検討で得られたコークス粉の排出量(Exhausted C_{coke})と微粉炭吹込みとの関係をFig. 3に示す。本図から明らかなように，オールコークスの条件に比べ，微粉炭吹込み下では発生粉量は8 kg/hから約18 kg/hへと急増した。また，微粉炭吹込み時の吹込み方法による微粉炭燃焼率との関係に注目すると，燃焼率が45%から60%へと向上しているダブルランスの条件では，シングルランスに比べ粉発生量は18 kg/hから14 kg/hへと減少する傾向にある。

さらにFig. 4には炉体解体時に羽口軸を含む水平面の上下約100 mmの領域から，幅400 mm，軸方向に200 mmずつの3ブロックに分けて真空吸引により回収したコークスに占める，+10 mmの塊コークスおよび−1 mmの粉コークスの重量割合を示す。羽口先から約400 mmの位置にアッシュとコークスが強固に固着したシェル層[7]が確認されており，これより内部をレースウェイと見なすと，レースウェイ内に存在する−1 mmの粉コークス割合は，シングルランスが最も多く，オールコークスが最も少なくなっており，前述の粉コークス発生の傾向と一致している。また，+10 mmの塊コークス割合はダブルランス，シングルランス，オールコークスの順に少なくなっているが，これは後述するように，コークスの酸化燃焼量と関係していると考えられる。

以上より，微粉炭吹込みは基本的にコークス粉発生量を増加させる。ただし微粉炭の分散性を制御して燃焼性を向上させることでレースウェイにおけるコークス粉発生は減少できることが示唆される。

3. モデル計算によるコークス粉発生速度解析

3·1 レースウェイ内の反応帯変化

上述のようなコークス粉発生挙動の差は微粉炭燃焼に伴うコークスの反応挙動の変化と密接に関連しているものと思われる。そこで次に，筆者らによる微粉炭燃焼モデル[8]を用いてレースウェイ内におけるCの消費過程を計算した。本数式モデルでは微粉炭の分散性におよぼすランスの影響を考慮でき，ランス構造による燃焼率の変化を推測できる。Cの消費はTable 4に示すように，微粉炭揮発分の酸化反応，チャーおよびコークスの酸化反応，ソルーションロス（以下ソルロスと略す）反応および水性ガス化反応の7つの素反応によるものとし，シミュレーションの過程で

Table 4. Carbon consumption reactions considered in mathematical model.

Chemical reactions	Reaction rate
$C_{VM}+1/2O_2 = CO$	: R_1
$C_{char}+1/2O_2 = CO$	: R_2
$C_{char}+CO_2 = 2CO$	: R_3
$C_{char}+H_2O = CO+H_2$	: R_4
$C_{coke}+1/2O_2 = CO$	: R_5
$C_{coke}+CO_2 = 2CO$	: R_6
$C_{coke}+H_2O = CO+H_2$	: R_7

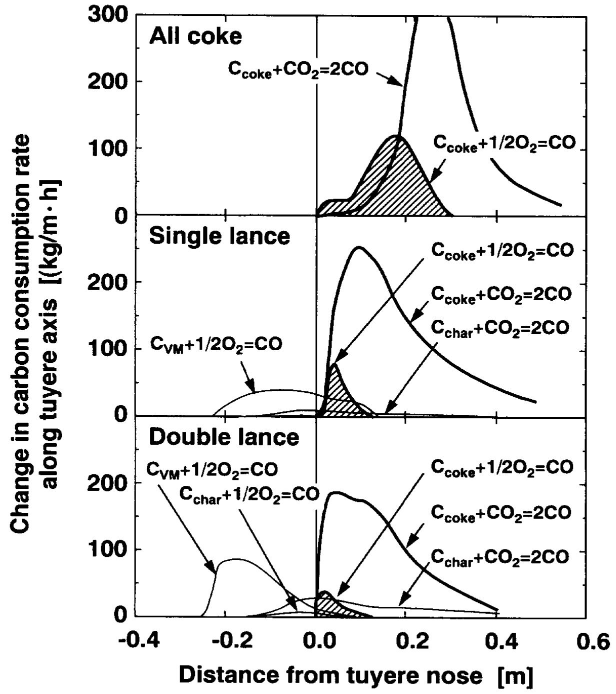


Fig. 5. Change in calculated carbon consumption rate along tuyere axis.

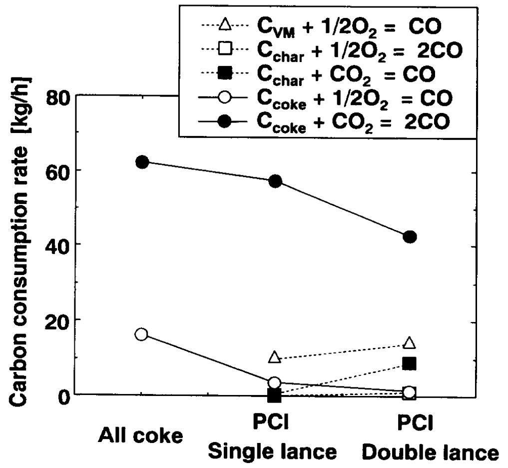


Fig. 6. Calculated carbon consumption rate in raceway.

算出される各反応式の総括反応速度R_iから(1)式によりCの消費速度W_iのx軸方向の変化を導出した。$S(x)$は位置xにおける燃焼帯の断面積である。また(1)式を軸方向に積分することにより，レースウェイ内における各反応ごとのW_iが計算できる。

$$dW_i/dx=R_iS(x)\ (i=1\sim7) \quad\cdots\cdots(1)$$

Fig. 5には各吹込み条件におけるdW_i/dxの軸方向変化を，Fig. 6にはW_iの比較を示す。計算はホットモデルの送風条件で行った。水性ガス化反応はソルロス反応と同一の傾向であったため，これらの図からは割愛した。Fig. 5より，オールコークスに比較して微粉炭吹込み時には斜線部で示したコークスの酸化帯が大きく縮小し，同時にソルロス帯も小さくなる傾向が認められる。これは，微粉炭の燃焼により，コークスの反応量自体が減少するためである(Fig. 6)。さらに，微粉炭吹込み時はシングルランスより高い燃焼率を与えるダブルランス条件の方がコークスの酸化帯およびソルロス帯とも縮小している。これは揮発分およびチャーの酸化反応量ならびにチャーのソルロス反応量がシングルランスより増大し，コークスの反応量が相対的に低下したためである(Fig. 6)。ここで，揮発分の酸化反応量がシングルランスの場合に少ないのは，分散性の抑制により粒子の昇温・揮発化が遅れ，酸素の存在領域における揮発分発生量が少ないためと考えられる[8]。また，Fig. 4においてオールコークスの場合に＋10 mmの塊コークス割合が少ない理由は，広い酸化帯において激しい燃焼反応と，これに伴う粒径低下が急激に進行していることを示唆している。

以上のように，吹込み条件によって，コークスが受ける化学反応の量および種類が大きく変化することが分かる。次に，このような反応帯の変化がコークスの粉化におよぼす影響について考察を行った。粉化は主としてソルロス帯で劣化したコークスが，レースウェイ内を旋回する過程で摩耗，熱衝撃等を受けて生じるものと考えられるが，オールコークスでは発生した粉は旋回の過程で再度酸化帯に入ったときに燃焼・消失され易い[3]。これに対し，微粉炭吹込み時の酸化帯の縮小はコークス粉の消失機会を減じ，その結果粉化量は増加すると推定されるが，一方では，微粉炭のソルロス反応量の増加によってコークスのソルロス反応量は軽減されるので，粉発生は抑制される方向にあると推測される。実験的には微粉炭吹込みによってFig. 3に示したようにコークス粉発生量は増加傾向にあるため，ここに述べた現象を矛盾なく説明するためには，各反応帯における粉発生と消失速度の関係をさらに定量的に検討し，微粉炭燃焼下のコークス粉発生メカニズムを明確にする必要がある。

3・2 微粉炭燃焼下のコークス粉発生モデル

上述の現象を定量化するために，まず，レースウェイ内におけるコークス粒子の反応劣化の様式の違いをFig. 7のように推定した。すなわちFig. 5の知見から，羽口近傍の酸化帯では酸化反応の進行とともにコークス粒子径が減少し，レースウェイ奥のソルロス帯ではソルロス反応および水性ガス化反応によりコークス粒子表面に反応劣化層が生

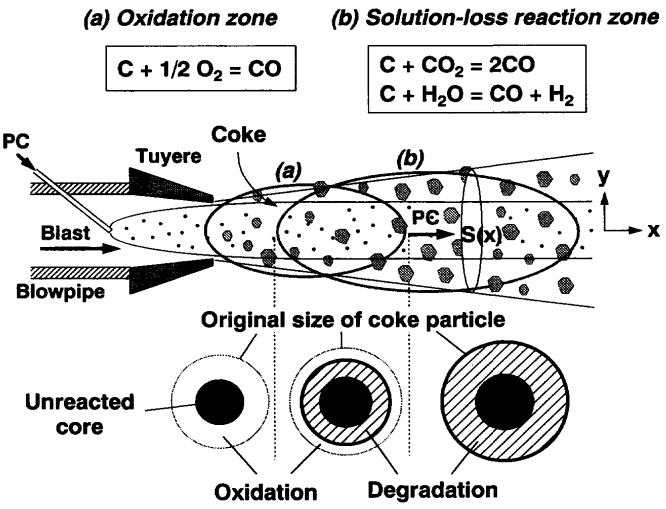


Fig. 7. Schematic illustration of coke oxidation and degradation zone.

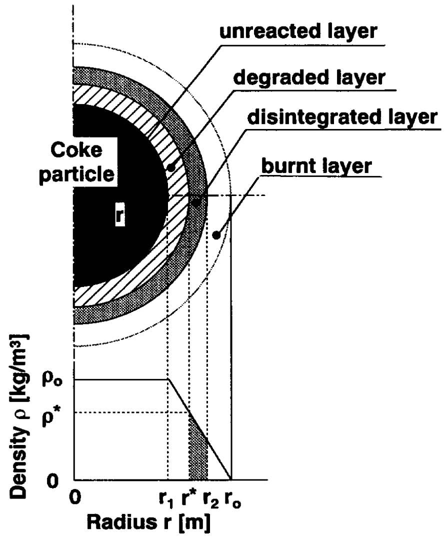


Fig. 8. Schematic representation of coke disintegration model.

成するとする。このようにして生成した劣化層の一部が旋回の過程で破壊され，粉を発生する。これらの推定はコークスとO_2の反応よりもCO_2との反応によって粉化が急増すること[9-11]，1500°C以上の高温では水分の効果はCO_2と同等であること[11]からも妥当であると思われる。なお，発生した粉が酸化帯に再投入されると，その一部は燃焼消失すると考えられるので，この効果も考慮すべきと思われる。

以上の考え方に基づきコークスの粉化モデルを構築するために，Fig. 7の任意位置x（羽口先端で$x=0$）においてFig. 8に示すような半径r_0のCのみから成るコークス球を考える。ソルロスおよび水性ガス化反応によって半径r_0から内部の所定の位置r_1まで密度が連続的に変化する($0\rightarrow\rho_0$)劣化層が形成され，同時に酸化反応によってこの劣化層の表面部分が径r_2まで燃焼・消失すると考えると，r_1とr_2はそれぞれ(2)，(3)式を解くことによって与えられる。Δtは化学反応が作用する任意の微小時間である。粒子表面近傍における密度変化は，コークス粒子内部へのガスの拡散と反応を考慮して導出した反応率分布[12]などから類推する必要があるが，本研究では簡単のため，直線で近似的できるものとした。

$$(R_6+R_7)\Delta t=\left\{\int_{r_1}^{r_0}4\pi r^2(\rho_0-\rho)dr\right\}\cdot N(x) \quad\cdots\cdots(2)$$

$$R_5\Delta t=\left\{\int_{r_2}^{r_0}4\pi r^2\rho dr\right\}\cdot N(x) \quad\cdots\cdots(3)$$

但し，$\rho=\rho_0(r_0-r)/(r_0-r_1)$ ……(4)

$N(x)=3\{1-\varepsilon(x)\}/4\pi r_0^3$ ……(5)

以上の計算により得られたr_1とr_2が$r_2\geqq r_1$の条件を満たす時は，$r_1\sim r_2$の範囲に劣化層が生成され，さらにこの内，破壊の限界強度以下の部分が粉化に至ると考えられる[11-13]。ここでは劣化層の密度があるしきい値ρ^*以下の部分を脆弱層（Fig. 8の網掛け部）と考え，ρ^*に対応する半径r^*から脆弱層表面のr_2までが粉化するとした。従って，粉化速度の軸方向変化R_dは(6)~(7)式で与えられる。

$r_2\geqq r_1$のとき：

$$r_2\geqq r^* \text{なら}\ R_d=\left(\int_{r^*}^{r_2}4\pi r^2\rho dr\right)\cdot N(x)\cdot S(x)/\Delta t \quad\cdots\cdots(6)$$

$$r_2<r^* \text{なら}\ R_d=0 \quad\cdots\cdots(7)$$

一方，$r_2<r_1$の時は酸化能力が過剰な領域にコークスが存在することに相当し，そのコークス自体の粉化は無いと見なす。さらに，この領域に旋回などにより再投入されたコークス粉の一部が燃焼・消失する効果を表現するために，この領域の酸化能力（$R_5-R_6-R_7$で定義）とコークスが再投入される確率αを用い，消失速度の軸方向変化R_cを(8)式のように表した。従って，レースウェイ全体からの粉の排出速度W_eは粉化速度と消失速度の和として(9)式で与えられる。ここにx_eは$r_2=r_1$となるx軸方向の位置であり，$x=0\sim x_e$は粉の消失域を，x_e以降は粉化域を表している。

$$r_2<r_1\text{のとき：}R_c=-\alpha(R_5-R_6-R_7)\cdot S(x) \quad\cdots\cdots(8)$$

$$W_e=\int_0^{x_e}R_c dx+\int_{x_e}^{R_w}R_d\,dx \quad\cdots\cdots(9)$$

3・3 ホットモデルにおけるコークス粉発生速度の解析

前節に示したモデルではr^*およびαが未知であるが，αについては酸化過剰域の長さx_eとレースウェイ深度R_wの比に近似できると考え，$\alpha=x_e/R_w$とした。また，r^*については，ρ^*と未反応部分の密度ρ_0との比($=\rho^*/\rho_0$)をβとおくと，$r^*=(1-\beta)r_0+\beta r_1$の関係があるので，排出速度の計算

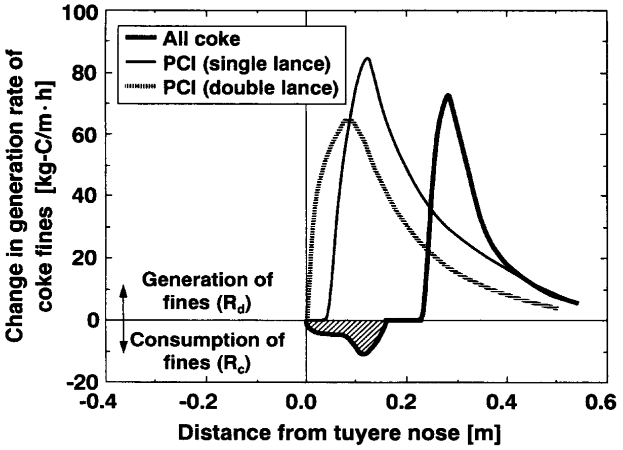


Fig. 9. Change in generation rate of coke fines along tuyere axis.

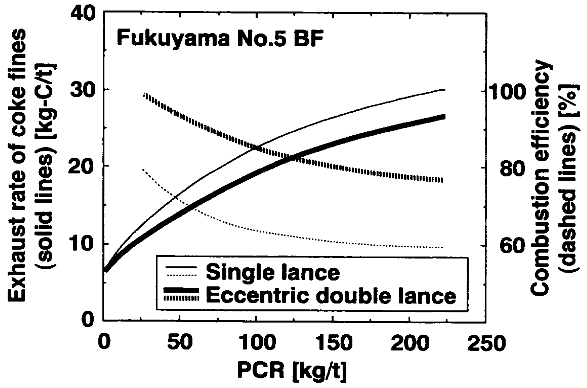


Fig. 10. Effect of lance on combustion efficiency and exhaust rate of coke fines calculated at Fukuyama No. 5 blast furnace.

値 W_e が実測値(Fig. 3)と近くなるように探索法により β を求めた。この結果，オールコークスでは0.40，微粉炭吹込み時はランス種類にかかわらず0.45とすることにより，Fig. 3に示すように計算値と実測値とは良く一致した。本モデルの場合，β 値とコークス表面の反応率 ζ との間には $\zeta=1-\beta$ の関係が成立するので，ζ は0.55~0.6であり，笠井ら[4)]が測定したコークス表面における ζ（約0.5~0.8）の範囲にある。よって本モデルによるコークス粉化量の推測は妥当であると判断される。

ここで，微粉炭吹込み時に β 値がやや大きくなる原因については，ブローパイプ内の微粉炭燃焼に伴う羽口先ガス流速の増大，高温微粉炭の衝突などの熱的・機械的衝撃力の作用が関係していると思われるが，詳細は不明である。今後はこのような外部からの破壊要因，さらにはコークスが本来有する機械的強度や反応性も考慮した β 値の推算が必要と思われる。

次に，各条件における粉化量に差が生じた原因を明確にするために，Fig. 9に粉化および消失速度の軸方向変化を示した。オールコークス条件では，レースウェイ内でコークスが受けるソルロス反応量は最も大きいにもかかわらず(Fig. 6)，粉化領域は最も狭くなる。これは，羽口先からレースウェイ内部にまで広く存在する酸化帯(Fig. 5)が，生成した劣化層を消失させる効果が大きく，脆弱層の生成が抑制されたためである。さらに，羽口先での発生粉の消滅効果（斜線部）も加味されるので，粉化量は大きく低減できる。一方，微粉炭吹込み時は粉化領域が羽口先端からレースウェイ奥まで大きく広がっている様子がうかがえる。微粉炭吹込み時のコークスのソルーションロス量はオールコークスに比べ減少するが，同時に酸化帯も縮小する(Fig. 5)ことが，コークス劣化層の消失量を減じることになり，総計として粉発生の増大につながったと考えられる。また微粉炭チャーがレースウェイ内のソルロス反応を大きく受けることによって，コークスの反応劣化層の生成を減少させるので，ランスの配置改善による燃焼率の向上はコークス粉化の増加を抑制する効果があることが分かる。

4. 実炉におけるコークス粉発生挙動の推定および制御

上述のモデルを用い，実炉におけるコークス粉発生量の推算を行った。計算は福山5高炉の送風条件で行い，微粉炭の燃焼性の影響をみるため，ランスとしてシングルランスと高燃焼率型である偏芯ダブルランス[14)]を比較した。Fig.10にコークス粉発生量の推算結果を燃焼率の計算値と共に示す。本図より，コークス粉化量は微粉炭吹込み量の増大と共に増加することが分かる。ただし，微粉炭の燃焼率を高めると，実炉においてもホットモデルと同様，コークス粉化量を低減できる可能性がある。この粉発生量の低下は，炉芯表層部への蓄積量の低減[15)]や，炉芯，滴下帯を含む炉下部充填層における粉のホールドアップ量の減少[16)]を介して炉下部圧損の低下に大きく寄与するものと考えられる[17)]。

本結果をもとに，福山5高炉の微粉炭吹込みランスをシングルランスから偏芯ダブルランスに変更した。Fig.11に変更前後の炉下部通気抵抗指数 K_l の変化を示すが，生産量や送風条件などの高炉操業条件はほとんど同一であるにもかかわらず，K_l は明らかに低下しており，通気性が改善されたことが分かる。高燃焼率型ランスは従来，微粉炭多量吹込み用に用いられてきたが[14)]，5高炉のように100~130 kg/t程度の吹込み量の場合でも，燃焼性の改善（約+20%）に加え，コークス粉の発生抑制（約−5 kg/t）が図れるので(Fig.10)，炉下部通気性改善の有効な手段となり得ると考えられる。

粉発生量と炉下部通気性との関係をさらに定量的に扱うためには，発生粉の移動経路や蓄積部位の特定などにより，炉下部全体の充填構造（調和平均径，空隙率など）の変化を知る必要がある。しかしながら，現在は，このような炉

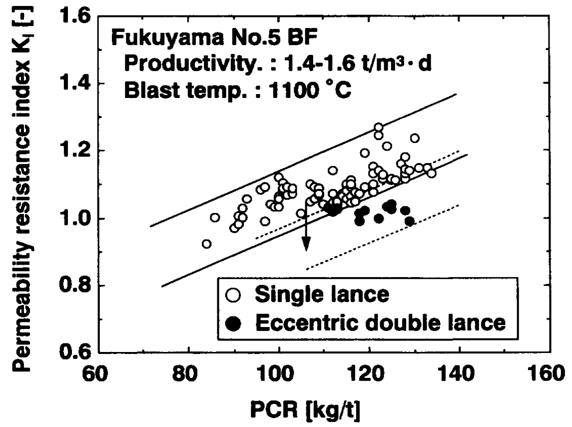


Fig. 11. Effect of lance on lower part permeability resistance index at Fukuyama No. 5 blast furnace.

下部状況の変化を検出する手段がないため，推測の域を出ないのが実情である。従って，今後は，発生粉の移動・蓄積挙動と充填構造変化の推定を可能とするシミュレーションモデルの開発と同時に，炉下部計測技術の開発も必要と思われる。

5. 結言

微粉炭吹込み時の微粉炭燃焼がコークス粉化挙動におよぼす影響を明らかにするため，ホットモデルを用いた燃焼実験およびモデル計算による微粉炭燃焼下でのコークスの反応挙動の評価を行った。これらの結果をもとに，コークス粉発生モデルを構築し，微粉炭燃焼と粉化速度との関係を定量的に解析した。この結果，以下の知見が得られた。

（1） 微粉炭吹込み時のコークスの粉化速度はオールコークスに比べて大きい。これは，羽口先酸化帯が縮小する結果，レースウェイ奥のソルロス帯で生成する劣化層の除去能力が大きく低下するためと考えられる。

（2） 微粉炭の分散性改善による燃焼性の向上により，コークスの粉化量を低減できる。これは未燃チャーのソルロス反応量が増加し，相対的にコークスのソルロス反応量が低下する結果，劣化層の生成が軽減されたためと推定される。

本結果をもとに，福山5高炉のランスを高燃焼率型ランス（偏芯ダブルランス）に変更した結果，炉下部通気抵抗指数の低下が認められた。微粉炭吹込みランスの改善は，実炉においてもコークス粉の発生を抑制し，炉下部通気性改善の効果的手段になり得ることが示された。

記　号

N ：充填層内コークスの数密度 (1/m³(bed))
r ：半径方向距離 (m)
R_c ：粉の消失速度のx軸方向変化 (kg/h·m)
R_d ：粉化速度のx軸方向変化 (kg/h·m)
R_i ：総括反応速度 (kg/m³(bed)·h)
R_w ：レースウェイ深度 (m)
S ：燃焼帯の断面積 (m²)
t ：時間 (h)
W_e ：粉の排出速度 (kg/h)
W_i ：Cの消費速度 (kg/h)
x ：羽口先からの距離 (m)
α, β ：定数 (−)
ρ ：密度 (kg/m³)
ε ：空隙率 (−)
添え字
coke ：コークス
char ：チャー
i ：反応の種類
PC ：微粉炭
VM ：揮発分

文　献

1) T.Kamijo, N.Takahashi, K.Hoshino, Y.Yoshida, R.Ito, K.Shibata and Y.Miyakawa: *CAMP-ISIJ*, **6** (1993), 848.
2) M.Ichida, K.Kunitomo, Y.Fujuwara, H.Kamiyama and Y.Morizane: *CAMP-ISIJ*, **6** (1993), 860.
3) K.Yamaguchi, T.Uno, T.Yamamoto, H.Ueno, N.Kon-no and S.Matsuzaki: *Tetsu-to-Hagané*, **82** (1996), 641.
4) A.Kasai, K.Miyagawa, T.Kamijo, J.Kiguchi and M.Shimizu: *Tetsu-to-Hagané*, **83** (1997), 239.
5) K.Takeda and N.Ishiwata: *CAMP-ISIJ*, **10** (1997), 123.
6) 清水正賢，宮川一也，野沢健太郎，小野玲児，上條綱雄，山岡洋次郎，佐藤道貴，山川裕一，有山達郎：日本学術振興会製銑第54委員会資料No.2024, (1994).
7) T.Ariyama, M.Sato, R.Murai, K.Miyagawa, K.Nozawa and T.Kamijo: *Tetsu-to-Hagané*, **81** (1995), 1114.
8) M.Sato, R.Murai and T.Ariyama: *Tetsu-to-Hagané*, **82** (1996), 731.
9) Y.Hara and M.Tsuchiya: *Tetsu-to-Hagané*, **60** (1980), 1810.
10) T.Nishi, H.Haraguchi and T.Okuhara: *Tetsu-to-Hagané*, **73** (1987), 1869.
11) Y.Iwanaga and K.Takatani: *Tetsu-to-Hagané*, **74** (1988), 624.
12) T.Kamijo, H.Iwakiri, J.Kiguchi, T.Yabata, H.Tanaka and M.Kitamura: *Tetsu-to-Hagané*, **73** (1987), 2012.
13) M.Hatano, T.Miyazaki and Y.Iwanaga: *Tetsu-to-Hagané*, **65** (1979), 1365.
14) A.Maki, A.Sakai, N.Takagaki, K.Mori, T.Ariyama, M.Sato and R.Murai: *ISIJ Int.*, **36** (1996), 650.
15) M.Ichida, T.Nakayama, K.Tamura, H.Shioda, K.Araki and Y.Sugisaki: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 1132.
16) T.Sugiyama: *Tetsu-to-Hagané*, **82** (1996), 29.
17) Y.Tomita, S.Kotani, K.Takashima, K.Tanaka and S.Nunomura: *Nisshin Steel Tech. Rep.*, **75** (1997), 11.