

高炉レースウェイ部での微粉炭の燃焼量限界と吹込位置の適正化

田村 健二*・上野 浩光*²・山口 一良*²
須賀田正泰*・天野 繁*³・山口 一成*³

Upper Limits to Combustibility of Pulverized Coal in Blast Furnace Raceway and Desirable Injection Position

Kenji TAMURA, Hiromitsu UENO, Kazuyoshi YAMAGUCHI,
Masayasu SUGATA, Shigeru AMANO and Kazushige YAMAGUCHI

Synopsis:

1. An equation (1) for estimating the upper limit value $(PCR)_u$ (kg/t) of the pulverized coal injection rate in blast furnaces was derived from an experiment on the combustion of pulverized coal in the coexistence of coke and a mathematical model of the tuyere combustion zone.

$$(PCR)_u = (FR - 254) / \{0.0142 (C)_{pc} + 0.0425 (H)_{pc} - 0.0056 (O)_{pc} + 0.15\} \quad (1)$$

Where FR : fuel rate (kg/t), $(C)_{pc}$, $(H)_{pc}$, $(O)_{pc}$: ultimate analysis of C, H, O, in pulverized coal (%(dry)). The upper limit to the coal injection rate at which the pulverized coal can burn 100% in the tuyere combustion zone is 180 kg/t when the fuel rate is 500 kg/t.

2. The upper limit to the particle size of granular coal injected into blast furnaces is 0.70 mm in terms of characteristic particle diameter (upper limit of particle diameter covering 80%(wt) of coal).

3. An equation (2) for estimating the upper limit to the distance L (m) between the coal injection position and the tuyere nose at which scab does not form on the tuyere nose was derived.

$$L \leq (52dp^{*2} - 53dp^{*} + 17.5) / (PCR - 30) \quad (2)$$

Where dp^{*} : characteristic particle diameter (mm), PCR : coal injection rate (kg/t).

It is necessary to bring the injection position near the tuyere nose when the injection rate is increased.

4. Since April 1990, Kimitsu No. 4 blast furnace has continued stable operation at a high-rate coal injection of 132 kg/t, proving that the coke replacement ratio does not decrease at a low theoretical flame temperature of 2050°C.

Key words: blast furnace; tuyere; pulverized coal; injection rate; particle size; injection position; combustion zone; combustion efficiency.

1. 緒 言

高炉への微粉炭吹込みは、操業の安定化、生産弾力性の増大、石炭選択の自由度の拡大の手段として有効な技術である。微粉炭の大量吹込みのためには、微粉炭の吹込み量や粒子径の限界を解明し、微粉炭の最適な吹込技術を確認することが必要である。

微粉炭の空間燃焼実験に基づく従来の研究によれば、微粉炭の燃焼性は重油よりも劣ることが報告^{1)~3)}され

ており、高炉への微粉炭の大量吹込み、あるいは、微粉炭の粗粒化は困難であると考えられてきた。

しかし、コークス存在下での微粉炭の燃焼実験によれば、羽口燃焼帯での微粉炭の燃焼性は予想以上に良いことがわかってきており⁴⁾⁵⁾、実際の高炉操業でも、オランダ⁶⁾やフランス⁷⁾における130 kg/t以上の微粉炭吹込み、および、イギリス⁸⁾における平均粒径0.3 mm以上の粗粒炭吹込みが報告されている。

微粉炭燃焼の理論的研究として、粒子の運動、熱分解、

昭和62年10月本会講演大会にて発表 平成2年6月28日受付 (Received June 28, 1990)

* 新日本製鉄(株)製鉄研究センター 工博 (Ironmaking Technology Lab., Nippon Steel Corp., 1-1-1 Edamitsu Yahatahigashi-ku Kitakyushu 805)

*² 新日本製鉄(株)製鉄研究センター (Ironmaking Technology Lab., Nippon Steel Corp.)

*³ 新日本製鉄(株)君津製鉄所 (Kimitsu Works, Nippon Steel Corp.)

燃焼の個々の現象を酸化性雰囲気での空間燃焼条件で解析した報告⁹⁾があるが、コークス存在下のレースウェイ条件での燃焼性を論じたものではない。また、微粉炭燃焼を考慮した羽口燃焼帯の数学的モデルの研究は、羽口燃焼帯における温度やガス組成の分布に及ぼす微粉炭の吹込みの影響を論じている段階であり^{10)~13)}、レースウェイ条件での燃焼性からみた微粉炭の吹込み量や粒子径の限界および適正な吹込方法を論じた報告は見当たらない。

本論文では、微粉炭の燃焼実験および数学的モデルの解析に基づいて、燃焼性からみた微粉炭の吹込み量と粒子径の上限、および、レースウェイの形成状況からみた高炉への微粉炭の最適な吹込方法について考察し、あわせて、新日本製鉄(株)君津第4高炉における微粉炭の大量(132 kg/t)吹込操業結果の概要を報告する。

2. 理 論

2.1 微粉炭の燃焼速度および燃焼効率の推定

2.1.1 微粉炭の熱分解速度とチャーの燃焼速度

微粉炭の未燃のチャーが中空球状に膨張¹⁴⁾するとの知見に基づいて、Fig. 1 に示すような微粉炭の燃焼機構を仮定する。すなわち、微粉炭は熱分解・膨張・中空球状チャーの燃焼の三つの過程を経て燃焼し、熱分解過程では粒子径一定で熱分解量に応じて重量減少し、熱分解完了後、瞬時に膨張して中空球状チャーを生成し、チャーの燃焼過程では燃焼量に応じて粒子径(外径)が減少すると仮定する。

微粉炭の熱分解速度としては(1)式に示すBADZIOCHらの式¹⁵⁾を採用する。ただし、 V^* は(2)式で表され、 Q の推定式として(3)式を得た。ここで、(3)式における炭素含有量 Cb と温度 Tb の効果係数は、それぞれ、BADZIOCH らの実験値¹⁵⁾、および、KOBAYASHI らの実験値¹⁶⁾を用いて統計的に推定した。

$$dV/dt = K(V^* - V) \quad (V \leq V^*, dp = dp_0) \quad (1)$$

$$V^* = Q \cdot V_M \quad (2)$$

$$Q = 3.27 \times 10^{-2} Cb + 1.06 \times 10^{-3} Tb - 2.51$$

$$\dots\dots\dots (3)$$

微粉炭の膨張率に関しては、河村¹⁷⁾が圧力 0.10~0.40 MPa のもとで白金熱電対により微粉炭を加熱したときの膨張率の測定結果を用いて重回帰分析を行い、膨張率 β の推定式として(4)式を得た。

$$\beta = -4.83 \times 10^4 dp_0 + 2.70 \times 10^{-5} Pb$$

$$+ 0.933 V_M + 119 \quad (4)$$

したがって膨張後のチャーの初期粒子径(外径) dp_c は(5)式で表され、膨張前後の体積が不変であるとみなすとチャーの内径 dp_i は(6)式で表される。

$$dp_c = \beta \cdot dp_0 / 100 \quad (5)$$

$$dp_i = dp_0 \cdot \sqrt[3]{\{(\beta/100)^3 - 1\}} \quad (6)$$

O_2 によるチャーの燃焼速度 R_1^* は(7)式で表される。ここで Fig. 1 に示したように、膨張後のチャーの外径と内径に接するチャーの小粒子が反応するとみなすと $r_{O_2}^*$ は(8)式で表される。

$$R_1^* = \varepsilon \cdot N_C \cdot r_{O_2}^* / 12 \quad (7)$$

$$r_{O_2}^* = 2\pi(dp^2 + dp \cdot dp_i + dp_i^2) \cdot (1 - \varepsilon_p) K_c \cdot Pb \cdot X_{O_2} \quad (8)$$

ただし、 K_c としては FIELD の式¹⁸⁾を採用し、 CO_2 とチャーの反応速度 R_2^* 、および、 H_2O とチャーの反応速度 R_3^* も(8)式と同様の形式を採用する。

2.1.2 微粉炭の燃焼効率の推定式

微粉炭中の可燃物がすべて燃焼した場合の燃焼効率を 100% と定義すると燃焼効率 η_{pc} は熱分解過程では(9)式、チャーの燃焼過程では(10)式でそれぞれ表される。なお、微粉炭中の灰分は完全燃焼後も中空球内のチャーの小粒子の中心部に残留すると仮定し、チャー粒子径(外径)は(11)式の da まで減少するものとする。

$$\eta_{pc} = 100 V / (100 - Ash) \quad (V \leq V^*, dp = dp_0) \quad (9)$$

$$\eta_{pc} = 100 \{ V^* + (dp_c^3 - dp^3) (100 - V^*) / dp_0^3 \} / (100 - Ash) \quad (V = V^*, da \leq dp \leq dp_c) \quad (10)$$

$$da = dp_0 \cdot [(\beta/100)^3 - 1 + Ash / (100 - V^*)]^{1/3} \quad (11)$$

2.2 羽口燃焼帯の数学的モデル

羽口燃焼帯における微粉炭の燃焼効率およびガス温度の分布を推定するために、羽口中心軸上の、微粉炭の吹込位置から x の位置(吹込み th 後)の厚み dx の微小円筒の周りで、微粉炭とガスについて物質収支と熱収支を行う。基礎式の導出に際して以下の仮定をおく。

- 1) 羽口中心軸上の断面積不変の1次元モデルである。
- 2) ガスは羽口からの自由噴流を想定する¹⁹⁾。

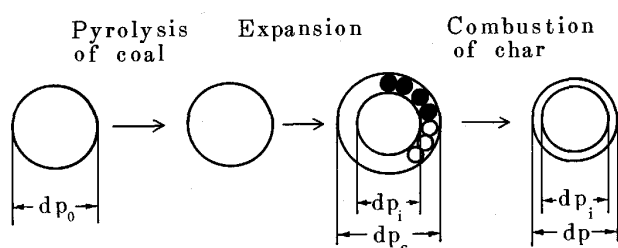


Fig. 1. Mechanism of pyrolysis and combustion of pulverized coal.

3) 微粉炭の粒子径は後述の代表粒子径を採用する。

4) レースウェイ内の層空間率 ε は(12)式を仮定する。

$$\varepsilon = \begin{cases} 2/3 & (0 < x \leq (2/3)D_R) \\ 4/3 - x/D_R & ((2/3)D_R < x \leq D_R) \end{cases} \quad \dots\dots\dots(12)$$

ここで、 D_R は計算レースウェイ深度²⁰⁾である。

5) コークスの反応速度 $R_{O_2}^*$, $R_{CO_2}^*$, $R_{H_2O}^*$ はガス境界膜内拡散律速であると仮定する¹⁹⁾。

6) ガス・固体間の伝熱はガスと微粉炭、ガスとコークスの対流伝熱とし、熱伝達係数は RANZ の式²¹⁾を用いる。

7) レースウェイ内コークス温度は(13)式を仮定する。

$$T_c = (0.75 + 0.25 x/D_R) T_f + 273 \quad \dots\dots\dots(13)$$

8) ガスと微粉炭の比熱は 2000°C での平均比熱を採用する²²⁾。

以上の前提に基づき、温度および微粉炭の粒子径、運動に関する基礎式として(14)式～(20)式が得られる。

$$dT_P/dt = 6 \{ \pi d_p^2 \cdot h_{pc} (T_g - T_P) + Q_{py} / (\pi d_p^3 \cdot \rho_{pc} \cdot C_{pc}) \} \quad \dots\dots\dots(14)$$

$$dT_g/dt = -T_g \cdot AF/F - \{ \pi d_p^2 F \cdot N_c \cdot h_{pc} (T_g - T_p) + 6(1-\varepsilon) A \cdot U_p \cdot h_p (T_g - T_c) / dp_{ck} - (Q_{pc} + Q_{ck}) \} / (F \cdot \rho_g \cdot C_g) \quad \dots\dots\dots(15)$$

$$d(dp)/dt = -7.64 (R_1^* + R_2^* + R_3^*) / (\varepsilon \cdot N_c \cdot \rho_{pc} \cdot dp^2) \quad \dots\dots\dots(16)$$

$$dU_p/dt = 0.75 C_F \cdot \rho_g (U_g - U_p)^2 / (dp \cdot \rho_{pc}) \quad \dots\dots\dots(17)$$

$$dx/dt = U_p \quad \dots\dots\dots(18)$$

$$AF = dF/dt - (F/F') \cdot (dF'/dt) \quad \dots\dots\dots(19)$$

$$U_g = F \cdot T_g / (273 \times 9.87 \times 10^{-6} A \cdot \varepsilon \cdot Pb) \quad \dots\dots\dots(20)$$

ここで、 F はガスの容積流量、 F' は噴流解析に基づく反応のない仮想ガスの容積流量¹⁹⁾である。また、 Q_{ck} , Q_{pc} , Q_{py} はコークスおよび微粉炭と O_2 , CO_2 , H_2O との羽口燃焼帯での反応熱²²⁾の供給速度であり、たとえば、 Q_{ck} は(21)式で示される。

$$Q_{ck} = A \cdot U_p \cdot \xi \cdot (Q_{C,O_2} \cdot R_{O_2}^* + Q_{C,CO_2} \cdot R_{CO_2}^* + Q_{C,H_2O} \cdot R_{H_2O}^*) \quad \dots\dots\dots(21)$$

Q_{pc} および Q_{py} も(21)式と同様の形式を採用する。

(1) 式および(14)式～(19)式の連立常微分方程式を Runge-Kutta-Gill 法に基づいて数値計算し、羽口軸上の炉径方向の微粉炭粒子とガスに関するプロセス変数の分布を推定し、(9), (10)式に基づいてレースウェイ内の微粉炭の燃焼効率分布を推定する。

3. 実験

3.1 実験方法

実験装置は内径 2 m (内容積 10 m³) のレースウェイ

Table 1. Chemical analysis of pulverized coal and coke.

	Proximate analysis (% (dry))			Ultimate analysis (% (dry))				
	V_M	FC	Ash	C	H	O	N	S
Coal	32.4	57.2	10.4	74.1	4.7	8.5	1.9	0.5
Coke	0.6	87.8	11.6	86.0	0.4	0.1	1.5	0.4

Table 2. Experimental conditions of raceway combustion furnace.

No.	Coal injection rate (kg/h)	Characteristic particle diameter of coal* (mm)	Coal injection position*2 (m)	Oxygen concentration (% (vol))	Fuel equivalence ratio (—)	Theoretical flame temperature (°C)	Raceway depth (mm)
1	94	0.074	0.06	24.3	1.63	1873	558
2	141	0.074	0.06	25.3	1.14	1799	550
3	170	0.074	0.06	26.3	1.01	1831	586
4	204	0.074	0.06	26.7	0.84	1754	544
5	248	0.074	0.06	27.1	0.70	1706	535
6	105	0.074	0.37	23.3	1.60	1873	649
7	98	0.15	0.06	25.2	1.63	1894	588
8	86	0.30	0.06	24.7	1.82	1826	564
9	87	0.70	0.20	24.2	1.83	1893	565
10	101	0.90	0.37	24.4	1.60	1891	543
11	172	1.20	0.37	25.3	0.98	1784	556
12	153	1.70	0.37	25.5	1.09	1811	564
13	0	—	—	22.6	—	1864	520

Other experimental conditions

Blast temperature: 1200°C Blast volume: 1000 Nm³/h

Blast velocity: 200 m/s Blast pressure: 0.20 MPa (Absolute)

* Upper particle diameter that covers 80% (wt) of coal

*2 Distance from tuyere nose

燃焼炉²⁰⁾を用いた。レースウェイ燃焼炉には内径 70 mm の羽口が 1 個設置されている。

レースウェイ燃焼炉に粒径 20～25 mm のコークスを約 5 t 装入し、酸素濃度が 2% (vol) 以下になるように窒素ガスで希釈した 1200°C の重油燃焼排ガスにより、炉体と充填コークスを約 3 h 加熱した後、所定の実験条件のもとで約 70 min 微粉炭の吹込実験を行う。実験に用いた微粉炭とコークスの化学分析値を Table 1 に示し、主要な実験条件を Table 2 に示す。Table 2 において、代表粒子径は微粉炭の累積重量が 80% 含まれる最大粒子径、吹込位置は羽口先端からの距離、空気比 (Fuel equivalence ratio) は送風中の O_2 量および微粉炭中の酸素量の和と微粉炭を完全燃焼するために必要な O_2 量との比である。

微粉炭の燃焼性を評価するために、羽口上方 700 mm の位置に設置したダストサンプラーにより、炉壁近傍(炉壁から 100, 200, 400 mm の位置)のダストを実験中に採取した。実験終了後、炉内を 4 日間窒素ガスで冷却した後、解体してレースウェイ殻の形成状況を観察するとともに、レースウェイ近傍および集塵機よりダストを採取した。採取ダストは、工業分析および Ash の Al_2O_3

分析を行い、さらに 2 mm 以下の粉ダストを樹脂に埋め込み研磨した試料を顕微鏡観察して、ダスト中の未燃チャーの存在比率（粒子数比率）を計測した。

Table 3. Relation between coal injection rate and percentage of unburned char in dust samples.

No.	Coal injection rate (kg/h)	Tuyere level* (mm)			700 mm above tuyere* (mm)			Dust catcher
		125	375	625	100	200	400	
1	94	1.4	0.6	0.0	0.0	0.0	2.7	0.0
2	141	1.6	0.0	0.0	3.7	2.3	3.9	0.0
3	170	0.8	2.7	0.0	2.3	2.4	3.8	0.0
4	204	2.8	1.8	3.1	12.2	6.3	21.1	15.0
5	248	0.8	0.0	3.0	23.6	16.3	22.4	31.9

* Distance from wall

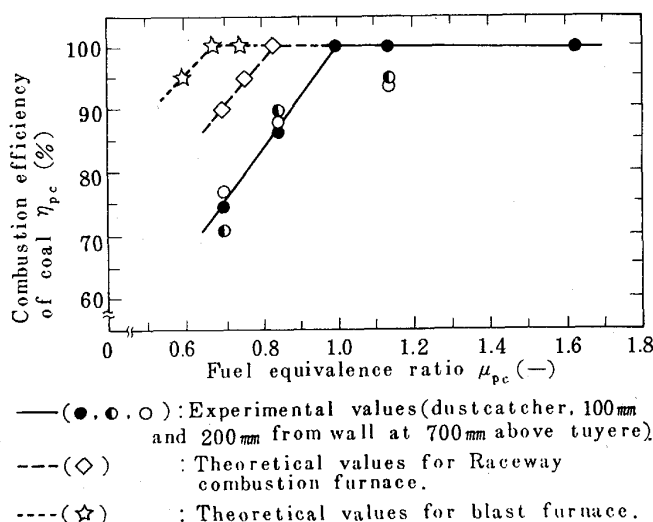


Fig. 2. Relation between combustion efficiency of coal and fuel equivalence ratio.

3.2 実験結果

3.2.1 燃焼性に及ぼす微粉炭の吹込み量の影響

レースウェイ近傍および集塵機より採取したダスト中の未燃チャーの存在比率と微粉炭の吹込み量の関係を Table 3 に示す。吹込み量が 170 kg/h 以下では、採取したすべての位置においてチャーの存在比率は 4% 未満であり、とくに、集塵機より採取したダストからはチャーは検出されなかった。しかし、吹込み量が 200 kg/h 以上では、微粉炭の吹込み量の増加に伴って、ダスト中の未燃チャーの存在比率が急激に増加した。

微粉炭とコークスの Ash に由来する Al_2O_3 量が炉内で不変であると仮定した Al_2O_3 収支法⁴⁾に基づいて微粉炭の燃焼効率 η_{pc} を推定し、燃焼効率 η_{pc} と空気比

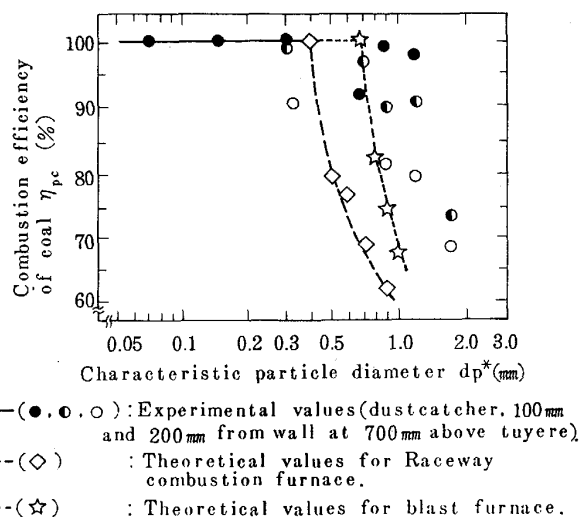
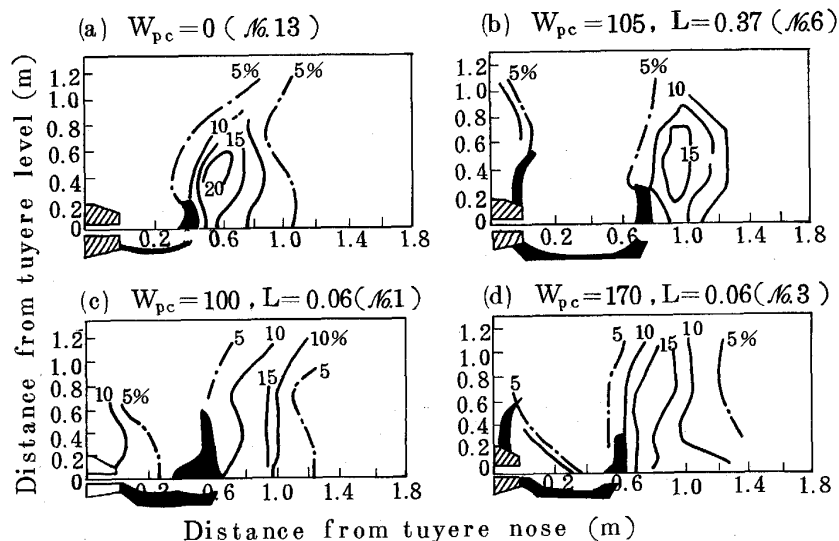


Fig. 3. Relation between combustion efficiency and particle diameter of coal.



W_{pc} : Coal injection rate (kg/h)
 L : Distance from coal injection position to tuyere nose (m)
 Figure : Percentage of fine coke smaller than 3 mm (%)

Fig. 4. Effect of coal injection method on the scab formation on tuyeres.

μ_{pc} (吹込み量) の関係を Fig. 2 に示す。Fig. 2 において実験値を実線で示したが、空気比が 1 以上では燃焼効率は 100% であり、空気比が 1 以下では燃焼効率は急激に低下した。

3.2.2 燃焼性に及ぼす微粉炭の粒子径の影響

Al_2O_3 収支法に基づく微粉炭の燃焼効率 η_{pc} と代表粒子径 dp^* の関係を Fig. 3 に示す。実験値を●印、○印、○印で示したが、レースウェイ燃焼炉の実験では、微粉炭の代表粒子径が 0.3 mm 以下ならば燃焼効率は 100% であり、代表粒子径を約 0.7 mm 以上に粗粒化すると燃焼効率が急激に減少した。

3.2.3 レースウェイ殻の形成挙動に及ぼす微粉炭の吹込方法の影響

レースウェイ燃焼炉のレースウェイ殻の形成状況と微粉炭の吹込方法 (吹込み量 W_{pc} と吹込位置 L) の関係を Fig. 4 に示す。黒色部分がレースウェイ殻であり、図中の曲線は 3 mm 以下の粉コークスの等粉率曲線である。

(a) と (c) の場合には、羽口先端の上部にレースウェイ殻のオーバーハング (以下、付着物という) は形成されなかったが、(b) と (d) の場合には付着物が形成された。すなわち、微粉炭吹込操業では、微粉炭の吹込み量が多いほど、また、吹込位置が羽口先端から遠いほど、羽口先端の上部に付着物が形成されやすい傾向が認められた。

4. 考 察

4.1 燃焼性からみた微粉炭吹込み量と粗粒化の限界

4.1.1 羽口燃焼帯の温度分布と微粉炭の燃焼効率分布の特徴

数学的モデルに基づく、レースウェイ燃焼炉の羽口レ

ベル炉径方向のガスの温度分布と微粉炭の燃焼効率分布の推定結果を Fig. 5 に示す。破線はコークスのみを燃焼した場合のガス温度であり、実線と一点鎖線はそれぞれ、微粉炭を 170 kg/h 吹き込んだ場合 (実験 No. 3, 空気比 1.01) のガス温度と微粉炭の燃焼効率である。微粉炭の大量吹込み時の羽口先端近傍の温度は、コークスのみの燃焼時に比べて 1000°C 以上高いが、逆に、レースウェイ周辺部の温度はコークスのみの燃焼時に比べてかなり低下することが推定される。

微粉炭の燃焼効率に関しては、羽口先端近傍で熱分解がほぼ完了し、レースウェイ内ではチャーが燃焼して最終的には燃焼効率が 100% に達することが推定される。

4.1.2 微粉炭の吹込み量の限界

Table 2 に示した実験条件を用いて、羽口燃焼帯の炉径方向における微粉炭の燃焼効率を (9), (10) 式に基づいて理論的に推定し、レースウェイ内で到達できる最高の燃焼効率 (以下、理論燃焼効率という) を推定した。この理論燃焼効率と空気比の関係を Fig. 2 に◇印の破線で示したが、レースウェイ燃焼炉の条件で、微粉炭を 100% 燃焼できる空気比の下限値は 0.84 であることが推定された。同様に、高炉の羽口燃焼帯の条件 (理論燃焼温度 2200°C, レースウェイ深度 1.2 m) での理論燃焼効率を推定し、Fig. 2 に点線 (☆印) で示したが、高炉羽口燃焼帯の条件での空気比の下限値は、0.67 であることが推定された。ところで、レースウェイ燃焼炉の条件では、空気比の理論下限値が 0.84 でも実験値の下限値は 1.01 (1.2 倍) であったので、この倍率 (1.2) が高炉羽口燃焼帯にも適用できるとみなすと、高炉羽口燃焼帯において微粉炭を 100% 燃焼できる空気比の下限値は 0.80 ($=0.67 \times 1.2$) であると推定される。なお、送風条件として送風温度を最高 1350°C, 送風湿度を 10~30 g/Nm³ の範囲で酸素富化率を調整して、理論燃焼温度を 2200°C とした。

さて、銑鉄 t あたりの必要送風量は燃料比によって異なるので、微粉炭の吹込み量の上限値も燃料比によって異なる。そこで、オールコークス操業での銑鉄 t あたりの必要送風量とコークス比の関係式²⁰⁾を用い、微粉炭のコークス置換率を 0.85 kg (Coke)/kg (Coal) とみなして微粉炭吹込操業での燃料比をオールコークス操業でのコークス比に換算すると (22) 式が得られる。

$$V_p = 5.026(FR - 0.15 PCR) - 1274 \dots\dots\dots (22)$$

また、空気比は (23) 式で表されるので微粉炭吹込み量の上限値 (PCR)_u と燃料比 FR , 空気比 μ_{pc} の関係式として (24) 式が得られる。

$$\mu_{pc} = \{0.21 V_p + 0.224 PCR(O)_{pc} / 32\} /$$

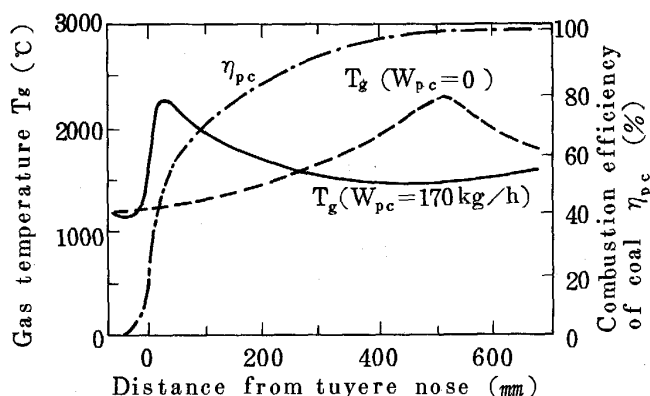


Fig. 5. Diametral distribution of gas temperature and combustion efficiency in the raceway combustion furnace.

$$[0.224 PCR \{ (C)_{pc}/12 + (H)_{pc}/4 \}] \dots\dots (23)$$

$$(PCR)_u = (1.055 FR - 268) / [0.224 \mu_{pc} \{ (C)_{pc}/12 + (H)_{pc}/4 - (O)_{pc}/32 \} + 0.158] \dots (24)$$

ここで、空気比 μ_{pc} の下限値を 0.80 とおき、(24)式を整理すると微粉炭吹込み量の上限值 $(PCR)_u$ の推定式として(25)式が得られる。

$$(PCR)_u = (FR - 254) / \{ 0.0142 (C)_{pc} + 0.0425 (H)_{pc} - 0.0056 (O)_{pc} + 0.15 \} \dots\dots\dots (25)$$

(25)式に $(C)_{pc} = 75\%$ 、 $(H)_{pc} = 5\%$ 、 $(O)_{pc} = 8.5\%$ を代入すると、高炉羽口燃焼帯において微粉炭を 100% 燃焼できる吹込み量の限界は、燃料比が 500 kg/t の場合は 180 kg/t、燃料比が 550 kg/t の場合は 215 kg/t であると推定される。

4.1.3 微粉炭の粗粒化の限界

Table 2 に示した実験条件を用いて、(9)式、(10)式に基づいて推定した微粉炭の理論燃焼効率と代表粒子径の関係を Fig. 3 に破線 (◇印) で示したが、レースウェイ燃焼炉の条件での粗粒化は 0.4 mm まで可能であると推定される。また、高炉羽口燃焼帯の条件での微粉炭の理論燃焼効率と代表粒子径の関係を点線 (☆印) で示したが、高炉羽口燃焼帯において微粉炭を 100% 燃焼できる粗粒化限界 (代表粒子径の上限) は 0.7 mm であると推定される。

4.2 高炉への微粉炭の適正な吹込方法

4.2.1 羽口上部の付着物の形成機構

羽口上部の付着物の工業分析を行った結果、Ash は 60~80% (wt) であり、付着物は羽口上部に堆積している粉コークスの Ash が溶融し凝固したものであること、および、還元雰囲気下での Ash の融点の推定式から、レースウェイ周辺部に堆積するコークス Ash の融点は

約 1600°C であることが推定された⁴⁾。

そこで、Fig. 4 の(a)~(d)の実験条件を用いて、羽口先端近傍のガス温度分布を数学的モデルに基づいて推定した結果を Fig. 6 に示したが、羽口上部に付着物が形成した(b)と(d)の場合の羽口先端のガス温度は、2469°C、1827°C と推定され、一方、羽口上部に付着物が形成しなかった(a)と(c)の場合の羽口先端のガス温度は、1200°C、1395°C と推定された。すなわち、付着物が形成された条件下では、理論的に求めた羽口先端のガス温度がコークス Ash の融点より高くなっている。したがって、羽口上部に粉コークスが大量に堆積し、羽口先端のガス温度が 1600°C 以上になると羽口上部に付着物を形成する可能性があることが示唆された。

4.2.2 微粉炭の適正な吹込方法

羽口上部に付着物が形成すると、レースウェイへのコークスの円滑な供給が阻害されるので、装入物の安定降下と羽口内壁からの熱損失低減の観点から、羽口先端のガス温度を 1600°C 以下にすることが望ましい。

そこで、高炉羽口燃焼帯の条件で、微粉炭の吹込方法 (微粉炭の吹込位置と羽口先端の距離 L 、微粉炭の吹込み量 PCR 、微粉炭の代表粒子径 dp^*) を変化させたときの羽口先端ガス温度を数学的モデルに基づいて推定し、レースウェイ内での微粉炭の燃焼効率が 100% となり、かつ、羽口先端のガス温度が 1600°C になるような L 、 PCR 、 dp^* の関係図として Fig. 7 を得た。そして、Fig. 7 の曲線を最小二乗法に基づいて多項式近似することにより、羽口先端のガス温度を 1600°C 以下にするための微粉炭の適正な吹込位置 L の推定式として(26)式を得た。

$$L \leq (52 dp^{*2} - 53 dp^* + 17.5) / (PCR - 30) \dots\dots (26)$$

(26)式によれば、微粉炭の代表粒子径 dp^* が 0.074 mm、

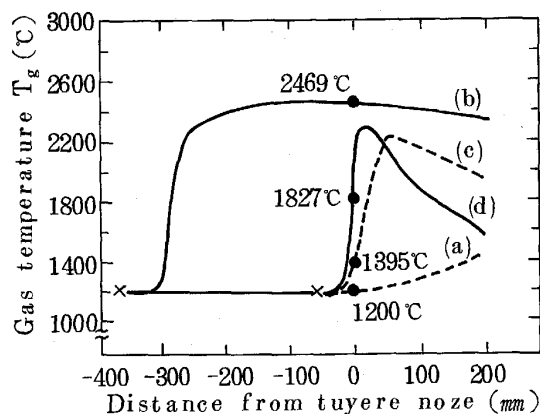


Fig. 6. Effect of coal injection method on gas temperature near tuyere nose (see Fig. 4).

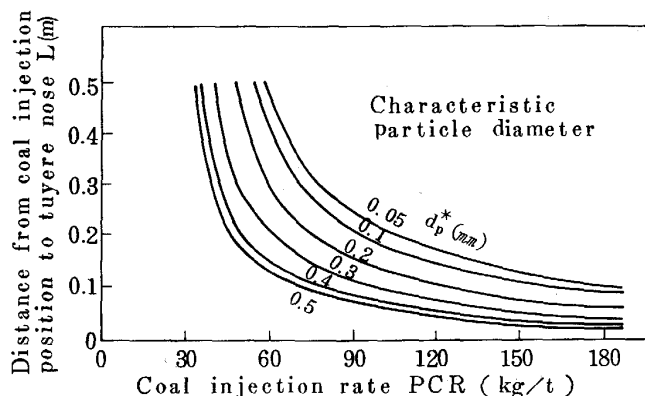


Fig. 7. Relation among desirable coal injection position, injection rate and particle diameter of coal.

吹込み量 PCR が 60 kg/t の場合には、 $L \leq 0.46 \text{ m}$ 、つまり、微粉炭の吹込位置を羽口先端手前 0.46 m 以内にする必要があると推定される。なお、 L の下限値については Fig. 7 において最も燃焼困難と考えられる $dp=0.5 \text{ mm}$ 、 $PCR=180 \text{ kg/t}$ の条件で燃焼効率 100% が保証される L の計算値 0.03 m と推定される。

5. 君津第4高炉における微粉炭の大量吹込 (132 kg/t) 操業

君津第4高炉 (内容積: 5151 m^3) では、1989年5月より微粉炭吹込操業を開始した。微粉炭の吹込み量は40日後には 100 kg/t を超え、1990年4月には最大設備能力値の 132 kg/t に達した。

1990年4月の主要な高炉操業データ (月平均値) を Table 4 に示す。君津第4高炉での微粉炭の大量吹込 (132 kg/t) 操業の特徴は、高送風湿度 (40 g/Nm^3) のもとで微粉炭の吹込み量を増加することにより、低理論燃焼温度 (2050°C) および低ソリューションロスカーボン量 (70 kg/t) 条件で、低 Si-安定操業を達成したことである。

微粉炭の吹込位置は、当初、羽口先端手前 0.50 m であったが、微粉炭吹込み量が 132 kg/t の場合は既述のように、微粉炭の吹込位置を羽口先端手前 0.14 m 以内にするのが望ましいため、可能なかぎり吹込位置を羽口先端に近づけるように改造した。すなわち、微粉炭バーナーの傾斜角を 17 度から 13 度に減少し、バーナー先端の位置を羽口中心軸より 20 mm 下方に設置することにより、吹込位置を羽口先端手前 0.30 m まで近づけた。その結果、吹込み量の増加に伴う炉頂ダスト中の炭素含

有量の増加や微粉炭のコークス置換率 (0.86) の減少は認められなかった。また、炉頂ダストおよび休風時に採取した羽口レベルのレースウェイ内や羽口から 3 m 以内の炉芯内ダストを顕微鏡観察した結果、未燃チャーの存在 (粒子数) 比率はたかだか 2.2% であった。この比率を未燃チャーの見掛け密度が粉コークスの $1/2$ とみなして粒度分布を考慮した重量比率に換算するとたかだか 0.38% と推定された。したがって、吹込位置を羽口先端手前 0.30 m に近づけても吹込み量が 132 kg/t (空気比: 1.05) では微粉炭の燃焼性は低下しないことを確認した。なお、微粉炭の吹込位置の変更前後でスリップやドロップなどの降下異常は発生しなかった。

6. 結 言

(1) レースウェイ燃焼炉を用いた微粉炭の燃焼実験、および、羽口燃焼帯の数学的モデルに基づく解析により、羽口燃焼帯において微粉炭を 100% 燃焼できる吹込み量の上限値の推定式を導出し、燃料比が 500 kg/t の場合の微粉炭の吹込み量の上限値は 180 kg/t 、微粉炭の粗粒化の限界は、代表粒子径で 0.70 mm であることを明らかにした。さらに、羽口先端上部に粉コークスが堆積する場合に、羽口先端のガス温度が 1600°C 以上になると羽口上部に付着物が形成することを見出し、羽口先端のガス温度を 1600°C 以下にするための、微粉炭の適正な吹込位置と、微粉炭の吹込み量、代表粒子径の関係式を導出し、微粉炭の吹込み量を増加する場合に、吹込位置を羽口先端に近づける必要があることを明らかにした。

(2) 君津第4高炉では、低理論燃焼温度 (2050°C) および低ソリューションロスカーボン (70 kg/t) の条件で、1990年4月より、微粉炭の大量吹込み (132 kg/t) による低 Si 安定操業を行った。その際、微粉炭の吹込位置と羽口先端の距離を 0.50 m から 0.30 m まで減少したが、微粉炭の燃焼性は低下しないことを確認した。

本研究を遂行するにあたり、実験にご協力下さった新日本製鉄(株)熱・エネルギー研究センター佐藤健朗氏、河村隆文氏、脇元博文氏に深く感謝いたします。

記 号

A : 羽口断面積 (m^2)
 Ash : 灰分 ($\%$ (wt), dry)
 Cb : 石炭の炭素含有量 ($\%$ (wt), d. a. f.)
 C_F : 抵抗係数²³⁾ (—)
 C_g, C_{pc} : ガスの比熱, 微粉炭の比熱 ($\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$)
 $(C)_{pc}$: 微粉炭中の C 分析値 ($\%$ (dry))
 D_R : 計算レースウェイ深度²⁰⁾ (m)
 da : 微粉炭完全燃焼後の残留灰分の外径 (m)

Table 4. Major operation data of Kimitsu No. 4 blast furnace.

Operation indexes	Apr. 1990
Production (t/d)	9 478
Fuel rate (kg/t)	498
Coke rate (kg/t)	366
Coal rate (kg/t)	132
Blast volume (Nm^3/min)	6 951
Blast temperature ($^\circ\text{C}$)	1 216
Blast humidity (g/Nm^3)	41
Oxygen enrichment (%)	1.33
Blast velocity (m/s)	221
Theoretical flame temperature ($^\circ\text{C}$)	2 046
Fuel equivalence ratio (—)	1.05
CO gas utilization rate (%)	50.6
H_2 gas utilization rate (%)	46.8
Solution loss carbon (kg/t)	69.2
Hot metal temperature ($^\circ\text{C}$)	1 509
Si content of metal (%)	0.35

dp, dp_0 : 微粉炭の粒子径, 初期粒子径 (m)
 dp^* : 微粉炭の代表粒子径 (mm)
 dp_c, dp_i : チャー初期粒子径, 内径 (m)
 dp_{ck} : コークスの粒子径 (m)
 F : ガスの容積流量 (Nm^3/h)
 F' : 仮想ガスの容積流量¹⁹⁾ (Nm^3/h)
 FR : 燃料比 (kg/t)
 h_{pc}, h_p : 微粉炭・ガス間, コークス・ガス間の熱伝達係数 ($\text{J}/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{K})$)
 $(H)_{pc}$: 微粉炭中の H 分析値 (%(dry))
 K : 微粉炭の熱分解の反応速度定数¹³⁾ ($1/\text{h}$)
 K_c : チャーと O_2 の燃焼反応の総括反応速度定数¹⁶⁾ ($\text{kg}(\text{C})/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{Pa})$)
 L : 微粉炭の吹込位置と羽口先端との距離 (m)
 N_C : ガス 1 Nm^3 中の微粉炭の粒子数 (個/ Nm^3)
 $(O)_{pc}$: 微粉炭中の O 分析値 (%(dry))
 Pb : 送風圧力 (Pa, Absolute)
 PCR : 微粉炭の吹込み量 (kg/t)
 $(PCR)_u$: 微粉炭の吹込み量の上限值 (kg/t)
 Q : Q ファクター (—), (3) 式
 $Q_{C, I}$: コークスとガス I との反応熱²²⁾ (kcal/kmol (I)), $I = \text{O}_2, \text{CO}_2, \text{H}_2\text{O}$
 Q_{pc}, Q_{ck} : 微粉炭の反応熱, コークスの反応熱のガス側への供給加速度 (J/h^2)
 Q_{py} : 微粉炭の反応熱の粒子側への供給速度 (J/h)
 R_1^*, R_2^*, R_3^* : $\text{O}_2, \text{CO}_2, \text{H}_2\text{O}$ と C (チャー) の反応速度 ($\text{kmol}(\text{C})/(\text{h} \cdot \text{m}^3(\text{bed}))$)
 R_1^* : コークスとガス I との反応速度¹⁹⁾ (kmol (I) / ($\text{m}^3(\text{bed})\text{h}$), $I = \text{O}_2, \text{CO}_2, \text{H}_2\text{O}$)
 $r_{\text{O}_2}^*$: O_2 と C (チャー) の反応速度 ($\text{kg}(\text{C})/\text{h}(\text{粒子})$), (8) 式
 Tb : 送風温度 ($^{\circ}\text{C}$)
 T_c, T_g, T_p : コークス粒子温度, ガス温度, 微粉炭粒子温度 (K)
 Tf : 理論燃焼温度 ($^{\circ}\text{C}$)
 t : 微粉炭吹込み後の経過時間 (h)
 U_g : ガス流速 (m/h), (20) 式
 U_p : 微粉炭粒子の線速度 (m/h)
 V, V_M : 累計揮発量, 工業分析による揮発量 (%(wt), dry)
 V_p : 銑鉄 t 当たりの必要送風量 (Nm^3/t)
 V^* : 最終的揮発量 (%(wt), dry), (2) 式
 W_{pc} : 微粉炭の吹込み量 (kg/h)
 X_{O_2} : ガス中の O_2 の容積比率 (—)
 x : 微粉炭の吹込位置からの距離 (m)
 β : 微粉炭の膨張率 (%), (4) 式
 ϵ : 層空間率 (—), (12) 式

ϵ_p : チャーの球殻の気孔率 (—), ($=0.5$)
 η_{pc} : 微粉炭の燃焼効率 (%), (9), (10) 式
 μ_{pc} : 空気比 (—)
 ξ : コークスの反応熱のガス側への配分率 (—)
 ρ_g, ρ_{pc} : ガス密度, 微粉炭のみかけ密度 (kg/m^3)

文 献

- 1) 鈴木富雄, 広瀬量一, 阿部 亮, 田村節夫, 田中孝三: 鉄と鋼, **68** (1982), S762
- 2) 脇元博文, 佐藤健朗, 藤浦正己, 原 久典: 鉄と鋼, **69** (1983), S105
- 3) S. BORTZ and G. FLAMENT: Ironmaking Steelmaking, **10** (1983), p. 222
- 4) 田村健二, 上野浩光, 林 洋一, 佐藤健朗: 鉄と鋼, **73** (1987), S757, S758
- 5) 上野浩光, 田村健二, 林 洋一, 佐藤健朗: 材料とプロセス, **1** (1988), p. 69
- 6) W. KOEN, R. B. VOGEL, H. L. TOXOPEUS and G. A. FLIERMAN: Ironmaking Proceedings, **44** (1985), p. 437
- 7) F. GRAFFEUILLE, B. ALLAIRE and D. LAO: 同上 p. 449
- 8) R. MALDONADO, G. HANNIKER and M. PETTIFOR: Ironmaking Proceedings, **44** (1985), p. 425
- 9) 鈴木富雄, 多田彰吾: 神戸製鋼所技報 R&D, **35** (1985) 4, p. 67
- 10) A. S. JAMALUDDIN, T. F. WALL and J. S. TRUELOVE: 21st Symposium on Combustion (1986), p. 575
- 11) A. S. JAMALUDDIN, T. F. WALL and J. S. TRUELOVE: Ironmaking Steelmaking, **13** (1986), p. 91
- 12) S. NOMURA: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., **27** (1987), p. 552
- 13) 赫 冀成, 桑原 守, 鞭 巖: 鉄と鋼, **72** (1986), p. 1847
- 14) 出口幹郎, 柴田耕一朗, 福岡正能: 材料とプロセス, **1** (1988), p. 70
- 15) S. BADZIOCH and P. G. W. HAWKSLEY: Ind. Eng. Chem. Process Design Develop., **9** (1970), p. 521
- 16) H. KOBAYASHI, J. B. HOWARD and A. F. SAROFIM: Proc. 16th Int. Symposium on Combustion, MIT. (1976), p. 441
- 17) 河村隆文: 新日本製鉄(株) (私信) (1989)
- 18) M. A. FIELD: Combustion Flame, **13** (1969), p. 237
- 19) 田村健二: 製鉄化学工学演習 (鞭巖編) (1974), p. 81 [養賢堂]
- 20) 田村健二, 一田守政, 脇元博文, 斧 勝也, 林 洋一: 鉄と鋼, **73** (1987), p. 1980
- 21) W. F. RANZ: Chem. Eng. Progr., **48** (1952), p. 247
- 22) 鉄鋼熱計算用数値 (学振 54 委, 日本鉄鋼協会編) (1966), p. 33 [日刊工業新聞社]
- 23) 化学工学便覧第 4 版 (日本化学工学協会編) (1978), p. 1054 [丸善]