

© 1992 ISIJ

論 文

高炉レースウェイ空間における微粉炭の 燃焼挙動と多量吹込み技術

大野陽太郎*・古川 武*²・松浦 正博*

Combustion Behavior of Pulverized Coal in a Raceway Cavity of Blast Furnace and a Large Amount Injection Technology

Yotaro OHNO, Takeshi FURUKAWA and Masahiro MATSUURA

Synopsis:

For a large amount of pulverized coal injection into a blast furnace, the combustion of pulverized coal in a raceway cavity has been studied theoretically and experimentally.

The theoretical formula, which can estimate the combustion efficiency of pulverized coal in a raceway cavity, were derived. The effects of the injecting and operating conditions on the limit of pulverized coal combustion in a raceway cavity were evaluated.

The effect of the mixing of pulverized coal with oxygen on the combustion rate of pulverized coal was studied in a combustion test using both empty and coke packed furnace. From the results, the validity of the derived theoretical equation was verified, and it was also confirmed that the making sure of a raceway depth and the adoption of a injection technique which promotes the mixing of pulverized coal with oxygen are important to promote the combustion of pulverized coal.

Based on these discussions, the upper limit of pulverized coal injection rate in the hot blast furnace operation was estimated. To inject a large amount of pulverized coal more than the actually accomplished amount, it is necessary to increase the oxygen concentration in blast and to adopt a injection technique which promotes the mixing of pulverized coal with oxygen.

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

1. 緒 言

高炉への微粉炭吹込みは、操業の安定性の改善とコスト低減の目的で世界的に広く行われている。また、コークス炉の老朽化にともない、設備更新が必要な時期に至っているが、そのコストを考えるとより多くのコークスを微粉炭により置換することは、経済的に大きな意味があり、その多量吹込みが試験されている^{1)~3)}。

高炉へ微粉炭を多量に吹き込むためには、レースウェイで微粉炭の高負荷燃焼を達成する必要がある。そのためにはレースウェイでの微粉炭の燃焼特性を明らかにし、その特性に基づいて、多量吹込みを可能とする吹込み方法を採用する必要がある。

高炉のレースウェイにおける微粉炭燃焼については、成田ら⁴⁾、赫ら⁵⁾、TAKEDAら⁶⁾が一次元の燃焼モデルを展開しているが、微粉炭と酸素の混合過程を考慮してい

ないので、微粉炭酸素比(吹込み微粉炭量/送風中酸素量)の大きい条件下では微粉炭と酸素の混合の効果を評価できないために、その適用は不十分なものとなる。

本報告では、レースウェイ空間における微粉炭燃焼の理論的基礎と操業条件の燃焼への効果、燃焼試験による微粉炭と酸素の混合の燃焼への効果、および高炉への吹込み限界量の検討結果について報告する。

2. レースウェイにおける微粉炭燃焼の理論的基礎

2.1 燃焼領域としてのレースウェイ空間の大きさ

羽口前に形成されるレースウェイとその空間(以下、レースウェイ空間と称す)の概念を Fig. 1 に示す。この空間内では、コークスの存在比が低く、吹き込まれた微粉炭が優先的に燃焼すると考えられる。従って、この空間の大きさを安定してできるだけ大きく確保すること

平成2年4月本会講演大会にて発表 平成3年3月1日受付 (Received Mar. 1, 1991)

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

*2 NKK 鉄鋼研究所 工博 (Steel Research Center, NKK Corporation, 1-1 Minamiatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

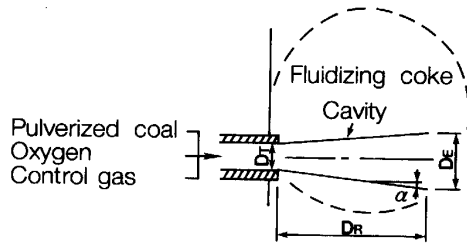


Fig. 1. Concept of combustion zone of pulverized coal in the raceway.

が、高炉における微粉炭の多量燃焼に関して第一に重要なことである。

レースウェイ深度の推算には、熱風送風の高炉から常温送風の模型実験の結果までの幅広い条件に適用可能な次式を使用する⁷⁾。この式では、羽口先ガス流速をポッシュガス基準のガス流量、温度をもとに計算する。

$$\frac{D_R}{D_T} = 0.521 \cdot \left(\sqrt{\frac{\rho_{gb}}{\rho_c}} \cdot \frac{U_{0b}}{\sqrt{g \cdot D_C}} \right)^{0.8} \dots\dots\dots (1)$$

D_R : レースウェイ深度 (m), D_T : 羽口口径 (m)

U_{0b} : ポッシュガス基準の羽口先端ガス流速 (m/s)

D_C : コークス粒径 (m)

ρ_c : コークス粒子の見掛け密度 (kg/m³)

ρ_{gb} : ポッシュガス基準のガス密度 (kg/m³)

g : 重力加速度 (m/s²)

レースウェイ空間を羽口先端から角度 α で広がった円錐台形とすると、その体積 V_f は次式で計算される。

$$V_f = \pi / 12 \cdot D_R \cdot (D_T^2 + D_T \cdot D_E + D_E^2) \dots\dots\dots (2)$$

$$D_E = D_T + 2 \cdot \tan \alpha \cdot D_R$$

V_f : レースウェイ空間体積 (m³)

D_E : レースウェイ空間先端の直径 (m)

2.2 レースウェイ空間における微粉炭の燃焼率の定式化

レースウェイ空間における微粉炭の燃焼について以下の仮定を行い簡単なモデルを展開する。

①レースウェイ空間は、赤熱コークスに囲まれており、ガス、微粉炭ともに温度は一定で、羽口先理論火炎温度 T_f に等しい。ガスの圧力は一定。

②燃焼過程で微粉炭の粒子径、密度は一定とする。

③コークスの燃焼は微粉炭の燃焼に比べ無視できる。

④高温における微粉炭燃焼のような炭素微粒子の表面での燃焼反応は、 $C + 1/2O_2 \rightarrow CO$ の反応が支配的であるので⁸⁾、燃焼反応としてはこの反応のみを考慮する。

⑤ガス流量は一定で、微粉炭の燃焼後の値に等しい。

単位燃焼空間体積当たりの燃焼速度 R は、空間の微粉炭密度、微粉炭重量当たりの比表面積を微粉炭単一粒子の燃焼反応速度に乗じて次のように得られる。

$$R = \frac{W_S}{V_g} \cdot \frac{6}{\rho_P \cdot D_P} \cdot K \cdot C_{O_2} \dots\dots\dots (3)$$

R : 空間体積当たりの燃焼速度 (kmol-O₂/m³·s)

W_S : 微粉炭流入流量 (kg/s), V_g : ガス流量 (m³/s)

ρ_P : 微粉炭粒子見掛け密度 (kg/m³)

D_P : 微粉炭粒子径 (m), K : 総括反応速度定数 (m/s)

C_{O_2} : 燃焼空間内酸素モル濃度 (kmol-O₂/m³)

単位時間当たりの酸素濃度の変化速度は、ガス流量 V_g 一定の仮定から燃焼速度に対応し、

$$-\frac{dC_{O_2}}{d\theta} = R = A \cdot C_{O_2} \dots\dots\dots (4)$$

ただし、

$$A = \frac{W_S}{V_g} \cdot \frac{6}{\rho_P \cdot D_P} \cdot K$$

θ : 時間 (s)

$\theta=0$ で、 $C_{O_2} = (C_{O_2})_0$ とすると、(4)式は、 $C_{O_2} / (C_{O_2})_0 = \exp(-A \cdot \theta)$ となり、 $A \cdot \theta$ が小さい範囲では、近似的に、 $\exp(-A \cdot \theta) \doteq 1 - A \cdot \theta$ となるので、

$$C_{O_2} / (C_{O_2})_0 = 1 - A \cdot \theta \dots\dots\dots (5)$$

また、レースウェイ空間内滞留時間における反応酸素量は、ガス流量 V_g 一定としているので、 $V_g \cdot ((C_{O_2})_0 - C_{O_2})$ (kmol-O₂/s) となる。レースウェイ空間に流入する炭素量は、微粉炭中の炭素量を E_C (-) として、 $W_S \cdot E_C / 12$ (kmol-C/s) となるので、レースウェイ空間における微粉炭の燃焼率 η (-) は次式で表される。

$$\eta = \frac{2 \cdot V_g \cdot ((C_{O_2})_0 - C_{O_2})}{\frac{W_S \cdot E_C}{12}} \dots\dots\dots (6)$$

微粉炭のレースウェイ空間内滞留時間を τ (s) とすると、(5)、(6)式から

$$\eta = \frac{24}{E_C} \cdot \frac{6}{D_P \cdot \rho_P} \cdot K \cdot \tau \cdot (C_{O_2})_0 \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 τ はレースウェイ空間体積 V_f とガス流量 V_g の比として求められる。

$$\tau = V_f / V_g \dots\dots\dots (8)$$

酸素濃度 $(C_{O_2})_0$ を、流入ガス流量 $(V_g)_0$ 基準に変換する。

$$(C_{O_2})_0 \cdot V_g = (C_{O_2})_{00} \cdot (V_g)_0 \dots\dots\dots (9)$$

$(C_{O_2})_{00}$: 流入ガス中の酸素濃度 (kmol-O₂/m³)

燃焼ガス流量 V_g は流入ガス流量 $(V_g)_0$ に対して、①温度変化、②ガスのモル数変化により変化する。流入ガスの温度を T_0 (K)、微粉炭酸素比を X (kg-coal/Nm³-O₂)、微粉炭の元素分析値 (C, H, N, O, S) (乾組成) を E_C, E_H, E_N, E_O, E_S (-) とすると、ガス流量比 $(V_g)_0 / V_g$ は次式で表される。ここでは、生成する

ガスの組成を CO, H₂, N₂, H₂S と仮定している.

$$\frac{(V_g)_0}{V_g} = \frac{1}{1+B \cdot (Y_{O_2})_0 \cdot X} \cdot \frac{T_0}{T} \quad (10)$$

$$B = 22.4 \cdot (E_O/32 + E_C/24 + E_H/2 + E_N/28)$$

(Y_{O₂})₀: 流入ガス中酸素モル分率 (-)

T: レースウェイ空間温度 (K)

ここで,

$$(CO_2)_{00} = \frac{P}{R_g \cdot T_0} \cdot (Y_{O_2})_0 \quad (11)$$

P: レースウェイ空間圧力 (atm)

R_g: ガス定数 (= 0.082054 m³·atm/K·kmol)

以上の (7), (9), (10), (11) 式から, レースウェイ空間における微粉炭の燃焼率を求める式が以下のように求まる.

$$\eta = \frac{24}{E_C \cdot R_g} \cdot \frac{6}{D_p \cdot \rho_p} \cdot \frac{1}{1+B \cdot (Y_{O_2})_0 \cdot X} \cdot (Y_{O_2})_0 \cdot \frac{P}{T} \cdot K \cdot \tau \quad (12)$$

微粉炭酸素比 X は, 実用的なパラメーターであるが, その数値の意味は微粉炭の化学組成により異なる. CO₂, H₂O, SO₂ まで完全燃焼するときの値 X_C, CO, H₂, H₂S までガス化する限界の値 X_G は, 次式で計算される.

$$X_C = 1/22.4 / (E_C/12 + E_H/4 + E_S/32 - E_O/32) \quad (13)$$

$$X_G = 1/22.4 / (E_C/24 - E_O/32) \quad (14)$$

例えば, Witbank 炭では, E_C = 0.74, E_H = 0.046, E_O = 0.078, E_S = 0.0053 で, X_C = 0.630, X_G = 1.572 となるが, 通常の炭種では大きな差はなく, おおの約 0.65, 約 1.6 である.

2.3 速度定数と律速過程

微粉炭粒子の燃焼反応の速度過程は, 化学反応, 粒子表面のガス境膜拡散, 粒子と酸素の混合拡散の三つの過程からなり, その総括の速度定数は次式で表される⁹⁾.

$$\frac{1}{K} = \frac{1}{K_C} + \frac{1}{K_f} + \frac{1}{K_t} \quad (15)$$

$$K_C = 6.5 \times 10^5 \cdot T^{0.5} \cdot \exp(-22000/T) \quad (16)$$

$$K_f = 3.7 \times 10^{-5} / (D_p \cdot P) \cdot (T/273)^{1.75} \quad (17)$$

$$K_t = 3.6 \times 10^{-2} \cdot V \cdot \rho_p \cdot D_p \cdot U_f / D_f \quad (18)$$

K_C: 化学反応速度定数 (m/s)

K_f: ガス境膜拡散速度定数 (m/s)

K_t: 乱流拡散速度定数 (m/s)

V: 微粉炭単位重量当たり燃焼ガス体積 (m³/kg)

U_f: 燃焼火炎の平均速度 (m/s)

D_f: 燃焼火炎の平均径 (m)

V, U_f, D_f は次式により求められる.

$$V = V_g / W_s \quad (19)$$

$$U_f = D_R / \tau \quad (20)$$

$$D_f = (4 \cdot V_f / D_R \cdot \pi)^{0.5} \quad (21)$$

(10), (19) 式を (18) 式に代入して整理すると, 乱流拡散速度定数 K_t と微粉炭酸素比 X の関係式が得られる.

$$K_t = F_K \cdot (3.6 \times 10^{-2}) \cdot (\rho_p \cdot D_p) \cdot$$

$$\frac{U_f}{D_f} \cdot \frac{1+B \cdot (Y_{O_2})_0 \cdot X}{(Y_{O_2})_0 \cdot X} \cdot \frac{T}{273} \cdot \frac{1}{P} \quad (22)$$

この式(22)式には, 特定の吹込み方法に応じた混合特性を表すために, 補正係数 F_K を (18) 式に乗じている. F_K は実験的に求められる.

これらの式から, 微粉炭酸素比が完全燃焼の比 X_C の場合について, 微粉炭粒径と温度に関して, どの過程が燃焼反応速度を律速するかを Fig. 2 に示す. 実線は空気燃焼の場合, 点線は酸素燃焼の場合で, 各律速過程の境界を表している. レースウェイ空間の温度は通常 2000°C 以上と高いので, 化学反応速度は十分に大きく, 境膜拡散と混合拡散の混合律速であることがわかる. 燃焼火炎ガス流速 U_f が大きいほど混合は促進され, より小さい粒子まで境膜拡散に律速される. 空気燃焼の場合と酸素燃焼の場合を比較すると, 酸素燃焼の場合は燃焼ガス量 V が少ないので混合効果が小さく, より大きい粒子まで混合拡散に支配される.

2.4 吹込み条件の燃焼限界への効果

(12) 式の妥当性については, 後述のようにコークス充填炉での燃焼実験により検証した. ここでは(12)式を用いて, レースウェイ空間での微粉炭の燃焼限界におよぼす吹込み条件の検討結果について述べる.

(12) 式によると, 微粉炭酸素比 X を増加させると燃焼率 η は低下するが, X がある値までは燃焼率 η は 1

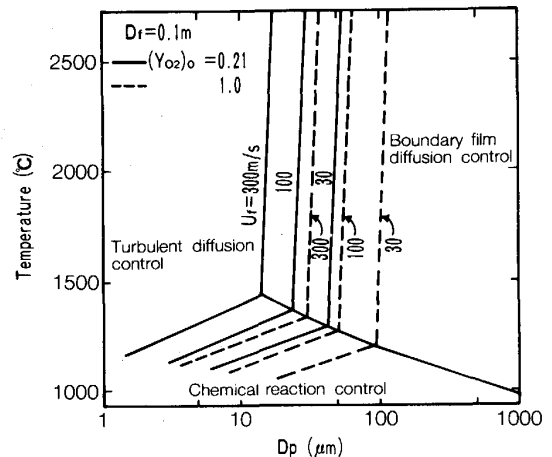


Fig. 2. Estimation of controlling factor of coal combustion in the raceway cavity.

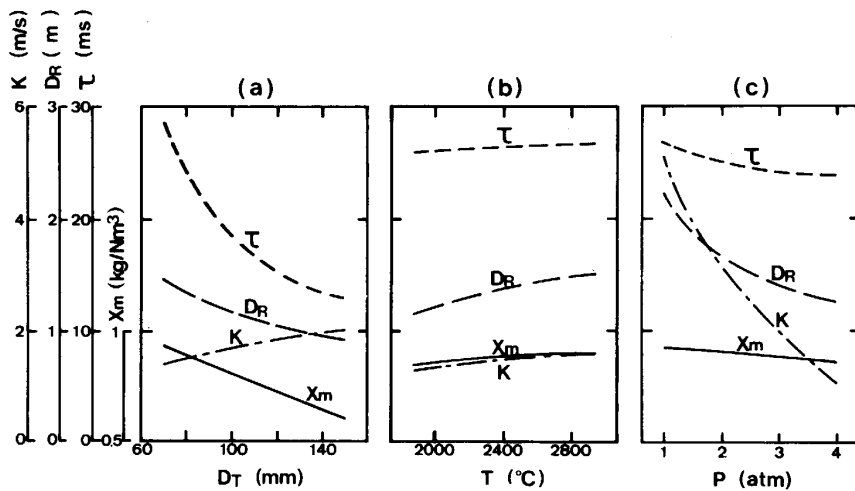


Fig. 3. Effect of tuyere diameter, raceway temperature and gas pressure on pulverized coal combustion in the raceway cavity.

より大きく、このことはレースウェイ空間内で微粉炭の燃焼が完了することを示す。その限界 ($\eta=1$) の微粉炭酸素比を最大燃焼可能微粉炭酸素比 X_m と定義し、 X_m の羽口径 D_T 、レースウェイ空間温度 T 、圧力 P 、送風量 $(V_g)_0$ 、微粉炭粒径 D_P 、送風酸素モル分率 $(Y_{O_2})_0$ に対する依存性を求め、微粉炭吹込み量の限界を検討した。

なお、基準条件は、 $P_T=0.08$ m, $T=2\ 300^\circ\text{C}$, $P=3.5$ atm, $(V_g)_0=90$ Nm³/min, $D_P=50$ μm , $(Y_{O_2})_0=0.80$, $F_K=1.0$ とした。

検討結果を Fig. 3~6 に示す。これらの検討結果から以下のことが得られた。

(1) 羽口径 D_T を拡大すると、レースウェイ深度 D_R が縮小するが、レースウェイ空間の平均ガス流速 U_f が大きくなり、乱流拡散速度定数 K_f が増大し、総括速度定数 K もやや増大するが、滞留時間 τ の減少する影響のほうが大きく、 X_m は低下する (Fig. 3 (a))。

(2) レースウェイ温度を高くすると、ガス流速が増加し、 D_R , τ , K とともに増大するが、酸素のモル濃度が低下するので、 X_m はわずかしこ増加せず、2000~2800°C の範囲ではほぼ一定とみなされる (Fig. 3 (b))。

従来の微粉炭吹込み操業の解析結果例¹⁰⁾においても、温度依存性がほとんどないことが報告されている。

(3) 圧力 P を高くすると、拡散速度は低下するが、酸素のモル濃度は比例して増大するので、両者の効果は相殺される。空炉テスト¹¹⁾では燃焼空間の容積が一定なので、圧力を高くすると、ガス流速が低下し滞留時間が長くなるので燃焼率は増大する。しかし、レースウェイ空間では、ガス流速の低下に対し空間の容積の低下のほうが大きく滞留時間 τ が減少するので、 X_m はやや低下する (Fig. 3 (c))。

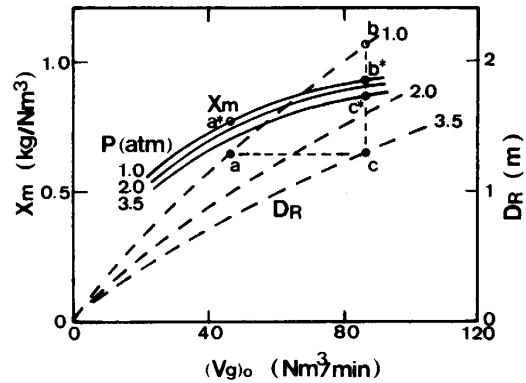


Fig. 4. Effect of blast rate on pulverized coal combustion in the raceway cavity.

(4) 羽口一本当たりの送風量 $(V_g)_0$ を変化させた場合の D_R , X_m を Fig. 4 に示す。圧力一定で、送風量 $(V_g)_0$ を増加させると、燃焼すべき微粉炭量も比例して増加するが、 D_R が増大し (a→b), τ が長くなって、 X_m も増加する (a*→b*)。 D_R は安定したレースウェイ空間を形成させるために、ある範囲に制御する必要があるが、図中に示したように D_R が一定になるように圧力を制御した場合でも (a→c), 送風量 $(V_g)_0$ を増加させると、 X_m がやや増大する (a*→c*) ことがわかる。すなわち、操業度を上げる場合は微粉炭の燃焼状態が悪化することはないといえよう。逆に、操業度を低下させる場合は、圧力を低下させるか、羽口径を縮小するか、羽口の数を減らして一本あたりの送風量を確保するかして、レースウェイ深度 D_R を保つことが重要である。

(5) 微粉炭粒径 D_P を変化させた場合の乱流拡散速度定数 K_f 、境膜拡散速度定数 K_f , X_m を Fig. 5 に示す。 D_P を小さくすると、 K_f は D_P^{-1} に比例して増大するが、 K_f は D_P に比例して減少する。この図によると、 $D_P=40$ μm ぐらいまでは D_P 低減の効果が顕著である。吹込み方法に対応した微粉炭と酸素との混合特性が悪いと、

すなわち、 F_K が小さいと、 K_t の影響が支配的となり、 D_p 低減の効果が低下する。

(6) 送風中酸素モル分率 (Y_{O_2})₀ を変化させた場合の X_m と羽口先理論火炎温度一定 ($T_f = 2300^\circ\text{C}$) の線を Fig. 6 に示す。 (Y_{O_2})₀ を増加させると、 X_m は増大する。混合が悪く F_K が小さいと、 (Y_{O_2})₀ の増加、微粉炭酸素比 X の増大とともに微粉炭粒子あたりのガス量が減るので、 K_t が低下し、 (Y_{O_2})₀ の増加の効果は低減している。 $F_K = 2$ と大きい場合には、 (Y_{O_2})₀ の増加にはほぼ対応して X_m は増大している。 (Y_{O_2})₀ の増加とともに、良好な混合状態を実現する吹込み技術 (F_K の値が大きいこと) が微粉炭の多量吹込みを達成するためには重要

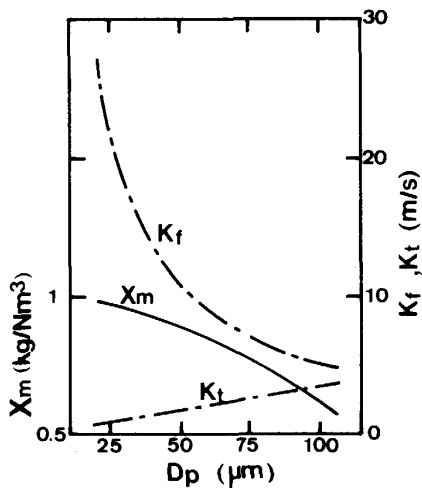


Fig. 5. Effect of coal diameter on pulverized coal combustion in the raceway cavity.

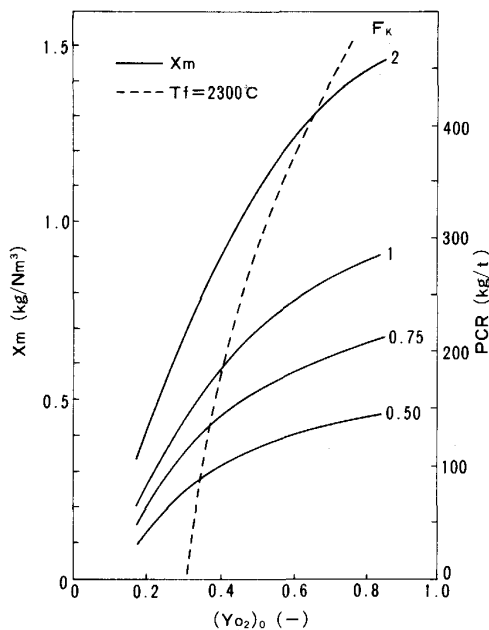


Fig. 6. Effect of oxygen mole fraction in blast on pulverized coal combustion in the raceway cavity.

であることがわかる。

3. 微粉炭と酸素の混合特性の燃焼速度に及ぼす影響

微粉炭と酸素の混合過程は吹込み部の構造すなわちバーナー構造により向上させ得るので、その燃焼状態に及ぼす影響の解明を目的に燃焼実験を行った。

3.1 実験方法

試験炉は Fig. 7 に示すように、幅 0.6 m、奥行 1.5 m の角型の断面で高さ 5.0 m で、耐火物で内張りされている。羽口は一本で、内径は 80 mm である。羽口の反対方向から水冷のプローブを挿入し、温度測定、ガス、ダストのサンプリングを行った。炉頂には、コークスの装入装置、炉内監視用のテレビカメラが設置されている。空炉状態およびコークス充填状態での微粉炭燃焼実験が可能である。酸素量は最大 300 Nm³/h、微粉炭は最大 200 kg/h で、羽口先温度の調整およびキャリアガスとして酸素高炉法を模擬して CO₂ を用いた。微粉炭は Witbank 炭を使用し、粒度は -200 mesh 80% (平均粒径 50 μm) である。

試験で使用した微粉炭-酸素吹込みバーナーの先端の構造を Fig. 8 に示す。A、B は口径の異なる同軸バーナーで、酸素流と微粉炭流の間の速度差から剪断力による混合を意図している。C は旋回バーナーで、酸素流を旋回させることにより混合を促進することを意図している。D は多孔バーナーで、酸素を多数の小孔から吹出させ、微粉炭流の中に貫入させて微粉炭流を分割し、混合を促進させることを意図している。バーナーは羽口内に挿入し、羽口先端にバーナー先端を固定して使用した。

3.2 空炉条件における実験結果

Fig. 9 に空炉状態の燃焼試験の結果の一例を示す。微粉炭流量 $PC = 100 \text{ kg/h}$ 、微粉炭酸素比 $X = 0.5 \text{ kg/Nm}^3$ (< 0.65 (酸素過剰)) の条件である。この図にはガス組成の平均値と変動幅を示している。

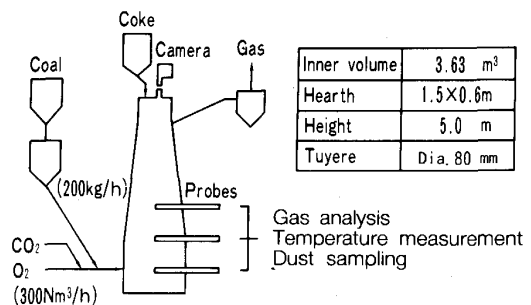


Fig. 7. Schematic diagram of shaft-type combustion furnace.

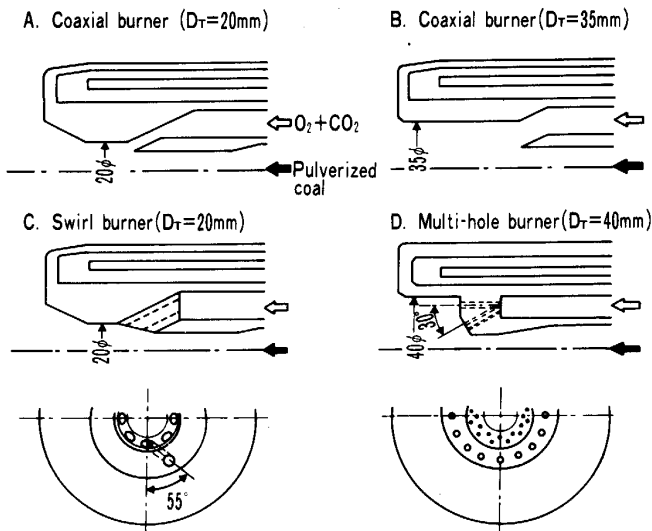
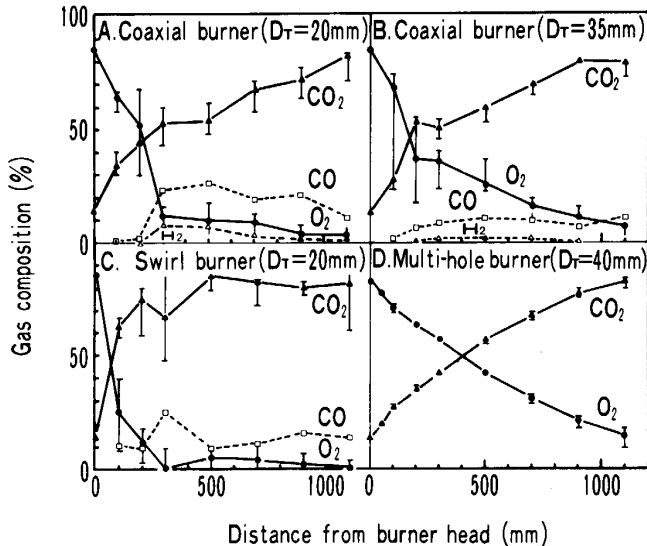


Fig. 8. Structure of burner head.



PC = 100 kg/h PC/O₂ = 0.5 kg/Nm³

Fig. 9. Axial distribution of gas composition in combustion test.

酸素濃度の減少は、マクロな観点での燃焼の進行を示すと考えられる。同軸バーナーでは、口径の小さい A のバーナーが B バーナーに比べて酸素濃度の低下が速い。C の旋回バーナーは、同じ口径の同軸バーナー以上に速く酸素が減少している。D の多孔バーナーの酸素濃度の減少パターンは、口径がほぼ同じである B の同軸バーナーと同様である。一方、ガス組成の変動や CO、H₂ の存在は、マイクロな観点からの混合がよくないことを示すと考えられる。D の多孔バーナーの場合、CO、H₂ はみられず、マイクロ混合が他の 3 種に比べて圧倒的によいことがわかる。

バーナー先端における火炎ジェットの様子はカ

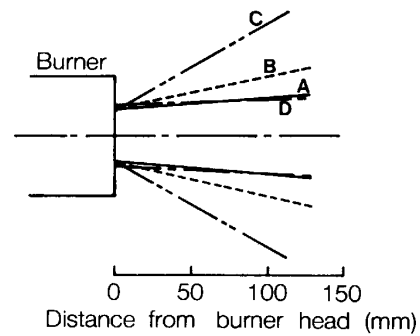


Fig. 10. Divergence of flame jet in the vicinity of burner head.

メラにより観察した結果を Fig. 10 に示す。同軸の A バーナーでは、口径が小さく吹出し流速が大きく、ジェットはあまり広がっていない。B バーナーではやや広がっている。C バーナーでは旋回による遠心力のためジェットが大きく広がっている。D バーナーでは、口径は大きいですが小孔からの酸素の噴出し速度が大きいため、軸方向の運動量が確保され、ジェットはほとんど広がっていない。

以上に述べたバーナー構造の差異による燃焼特性および火炎ジェットの拡がり特性は、後述のコークス充填状態でのレースウェイの形成状態および燃焼結果とよく対応している。

4. レースウェイ形成とレースウェイ空間内燃焼

コークス充填層における燃焼実験を行い、レースウェイ深度、微粉炭の燃焼率を調べ、理論式の妥当性について検討した。

4.1 実験方法

Fig. 7 に示した試験炉に、羽口レベルから約 2 m 以上までコークスを充填し、燃焼実験を行った。コークスの粒径は、粒径と羽口径の比が実炉とほぼ同じになるように 15~25 mm (平均粒径 20 mm) にした。コークスの充填レベルを一定に保つように、定期的に装入面レベルを測定し、コークスを装入した。レースウェイ深度を調べる際は、微粉炭を吹き込まない状態で実験を行い、羽口の後端から観察を行って、逆方向から挿入されてくる水冷プローブの先端が見え始める位置を物理的な空間としてのレースウェイの境界と判定した。なお、バーナー先端を羽口先端位置に一致させているので、バーナー口径が羽口先端の噴出口径となる。

4.2 実験結果

4.2.1 レースウェイの形成の状態

バーナーの口径に対するレースウェイ深度の変化を Fig. 11 に示す。レースウェイ深度は口径が大きいと小

さくなっている。Cの旋回バーナーの場合、同じ口径の同軸バーナーに比べ、レースウェイ深度は約1/2であった。これは、Fig. 10に示したように、旋回バーナーではジェットの広がり角が30度と大きくガス流速の減衰が速かったためと考えられる。高炉プロセスにとってレースウェイ深度を確保することは、吹き込んだ微粉炭の燃焼を確保するとともに、羽口先へのコークスの供給、炉体への熱負荷の軽減などの観点からも重要であり、レースウェイ深度を大幅に低下させるほどに旋回をかけることは適当でないことがわかった。

4.2.2 レースウェイ空間における微粉炭燃焼

コークス充填状態での燃焼実験の結果を Fig. 12 に示す。全般的に、微粉炭量の増加とともに燃焼率が低下しているが、Cの旋回バーナーの場合、特に大きく低下している。これは、レースウェイ深度が浅く、微粉炭の滞留時間が短かったためと考えられる。Dの多孔バーナーが良い燃焼特性を示しており、微粉炭酸素比0.6 kg/Nm³程度までは、燃焼率は80%以上である。バーナー構造の燃焼結果に及ぼす影響は空炉実験とよく対応している。

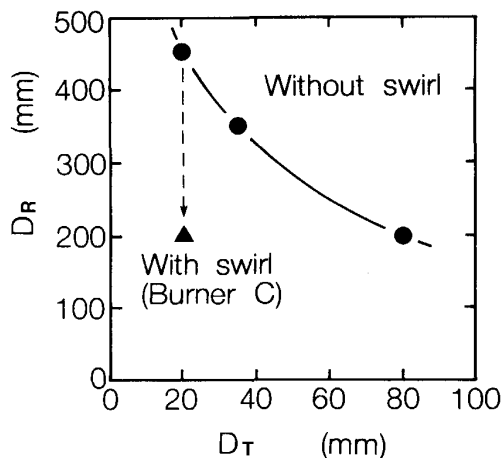


Fig. 11. Effect of diameter of burner out-let on raceway depth.

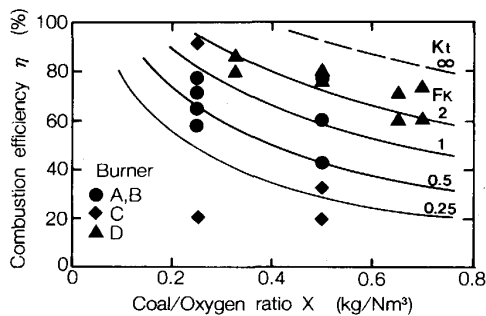


Fig. 12. Comparison of calculated combustion efficiencies and measured ones.

(12)式による計算結果を Fig. 12 中に合わせて示した。燃焼実験結果と計算結果を比較すると、各バーナーについての実験値は、 F_K が一定の計算値と良く一致しており、(12)式の妥当性が示された。実験値と計算値の比較から、個々のバーナーの混合特性を示す補正係数 F_K の値を評価することができる。Dバーナーは $F_K = 2$ 程度の混合特性を持っており、バーナー A, B は $F_K = 0.5$ 程度であることがわかる。 K_t が無限大の場合の燃焼率も示しているが、これと比較しても、Dバーナーがかなりよい性能であったことがわかる。

以上のように、レースウェイ空間での微粉炭の燃焼にはバーナー構造が大きく影響し、燃焼率向上のために微粉炭と酸素との混合を促進するバーナー構造を採用することが重要であることがわかる。

5. 通常高炉における微粉炭吹込み可能量

Fig. 13 は、熱風送風の高炉における微粉炭吹込み操業において、微粉炭吹込み量を増加させ酸素過剰係数 (= X_C/X) が低下した場合に、微粉炭のコークスに対する置換率がどのように変化するかを調べた結果¹⁰⁾である。酸素過剰係数が大きい場合は、置換率はほぼ一定で1であり、微粉炭はレースウェイ内で完全に燃焼していたと考えられる。微粉炭吹込み量が増加し酸素過剰係数が低下すると置換率は急激に低下する。この場合、少なくとも、操業を行った 110 kg/t の微粉炭吹込み量までは炉頂にダストとして出ることなく、炉頂ガスの熱量が増加していた。レースウェイ空間内で燃焼しきれない微粉炭チャーは、その反応性が高いので¹²⁾、炉内でソリューションロス反応などにより消費されたと考えられる。

微粉炭燃焼数学モデルにより解析した結果を重ねて示

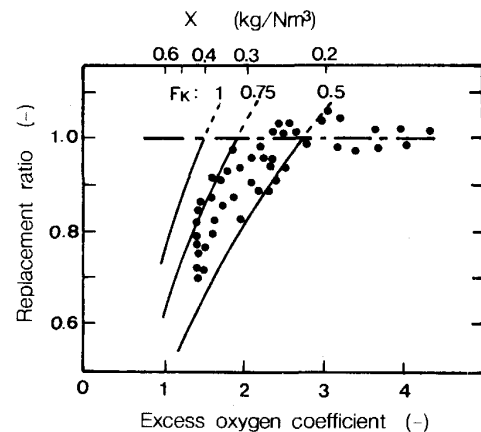


Fig. 13. Effect of excess oxygen coefficient on replacement ratio of pulverized coal to coke in a conventional blast furnace operation.

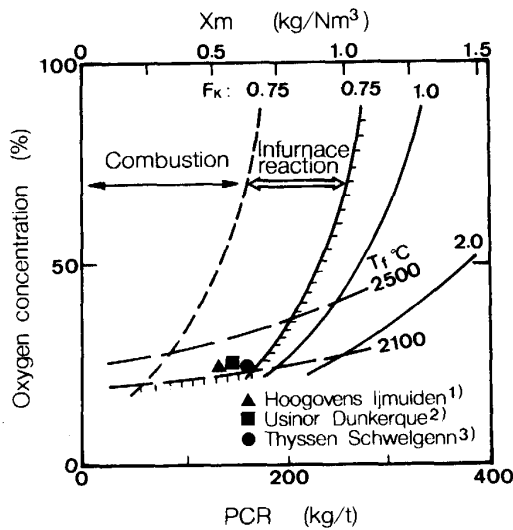


Fig. 14. Estimation of upper limit of pulverized coal injection rate in a conventional blast furnace operation.

したが、 $F_K = 0.75 \sim 0.50$ の間にデータは入っており、この値がこの高炉の微粉炭吹込み方法の混合特性を示すものと判断される。

通常の熱風高炉における微粉炭吹込み可能量 X_m と酸素濃度の関係を Fig. 6 と同様に推定した結果を Fig. 14 に示す(破線)。 $F_K = 0.75$ とすると、酸素 21% では、 X_m は約 0.25 で、微粉炭比 60 kg/t ほどが燃焼可能量であり、それ以上は炉内反応により消費されねばならない。微粉炭吹込みの実績の最大値のデータ^{1)~3)}を示しているが、その値と燃焼可能量の差は、炉内反応による微粉炭チャーの消費の限界を示すと考えられるので、その量約 90 kg/t を一定と仮定すると、微粉炭吹込み量の上限線(実線)が求められる。

この図から、 $F_K = 0.75$ では 300 kg/t の微粉炭を吹き込むことは難しく、 F_K を 1.0 まで高めると酸素濃度約 65% で可能になる。より低い酸素濃度で微粉炭の吹込み量を増加させるには、混合速度を高める吹込み技術の開発が必要であることがわかる。

6. 結 論

レースウェイ空間における微粉炭燃焼について、理論的、実験的検討を行った。また、これらの検討結果をもとに熱風高炉における微粉炭吹込み限界量について解析した。得られた結論は以下のとおりである。

(1) 微粉炭の燃焼率を推定する式を導出し、コークス充填層における燃焼実験結果と比較したところ、よい一致をみた。

(2) レースウェイ空間では微粉炭燃焼の律速過程は境

膜拡散と混合拡散の混合律速である。

(3) レースウェイ空間における燃焼可能微粉炭酸素比は、滞留時間、微粉炭と酸素の混合拡散により大きく影響される。このことから、微粉炭の多量吹込みには、レースウェイ深度を十分に保ち、微粉炭と酸素の混合を促進する吹込み方法の採用が重要である。

(4) 微粉炭の吹込み方法に応じた微粉炭と酸素との混合特性の差異を表すパラメーター F_K を導入した。 F_K を大きくする吹込み方法の採用により、微粉炭の燃焼率を向上させ得るが、解析を行った熱風高炉の微粉炭吹込み方法での F_K の値は 0.5~0.75 であり、開発した酸素を多数の小孔から噴出させて微粉炭流に貫入させて混合を促進させたバーナーでは F_K は約 2 であった。

(5) レースウェイ空間での微粉炭の燃焼率におよぼす羽口径、温度、圧力、送風量、微粉炭粒子径、送風中酸素濃度の効果について評価した。

(6) 送風中酸素濃度の上昇の効果は大きいですが、微粉炭と酸素の混合が悪いとその効果は低減する。

(7) 熱風高炉での微粉炭吹込み限界について、 F_K と送風中酸素濃度の面から解析した。300 kg/t の微粉炭吹込みは、 F_K が 0.75 では酸素濃度を高めても困難で、 F_K を 1.0 まで高めると酸素濃度約 65% で可能と推定された。

文 献

- 1) W. KOEN, R. B. VOGEL, H. L. TOXOPEUS and G. A. FLIERMAN: Proc. Ironmaking Conference AIME (1985), p. 437
- 2) M. GUILI, G. HANNIKER, J. KOSTER, K. KREIBICH, J. M. van LANGEN, Y. de Lassat de PRESSIGNY and A. POOS: Proc. European Ironmaking Congress (1986), p. IV-2
- 3) K. H. PETERS, W. KOWALSKI, B. KORTHAS and K. KREIBICH: Proc. Ironmaking Conference AIME (1989), p. 819
- 4) 成田貴一, 前川昌大, 金山宏志, 関 義和, 斉藤武文: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 2385
- 5) 赫 冀成, 桑原 守, 鞭 巖: 鉄と鋼, **72** (1986), p. 1847
- 6) K. TAKEDA, S. MIYAGAWA and S. TAGUCHI: Proc. Ironmaking Conference AIME (1990), p. 455
- 7) Y. OHNO, H. HOTTA, M. MATSUURA, M. MITSUFUJI and H. SAITO: Proc. Process Technology Conference AIME (1988), p. 195
- 8) 小林清志, 奥山光明: 機械の研究, **10** (1958), p. 885
- 9) S. YAGI and D. KUNII: Proc. 5th Symposium on Combustion (1955), p. 231
- 10) 加藤友則, 岸本純幸, 木村康一, 下村昭夫, 和田 隆, 大野陽太郎: 日本鋼管技報, **115** (1986), p. 73
- 11) 脇元博文, 佐藤健朗, 藤浦正己, 原 久典: 鉄と鋼, **69** (1983), S105
- 12) O. CHARON, G. PRADO, C. OFFROY, M. PICARD and J. L. ROTH: Proc. European Ironmaking Congress (1986), p. IV-2