

論 文

高炉レースウェイ近傍の粉コークスの
堆積挙動からみた適正羽口風速

田村 健二*・一田 守政*・脇元 博文*
斧 勝也*²・林 洋一*

Desirable Blast Velocity from the View Point of Fine Coke Deposit around
Blast Furnace Raceway

Kenji TAMURA, Morimasa ICHIDA, Hirofumi WAKIMOTO,
Katsuya ONO and Yooichi HAYASHI

Synopsis :

Using a two-dimensional model of the lower part of a blast furnace and a raceway hot model, the formation of raceway and furnace core and the coke degradation have been studied to clarify the desirable blast velocity of a blast furnace. The results obtained are summarized as follows.

(1) The reliable raceway penetration D_R (m) is derived as shown by the equation below, and it is estimated that the penetration in large blast furnaces is about 1.4 m.

$$D_R = 5.00 D_t \cdot u_t \sqrt{(P_b + 1) / \{\rho_c \cdot d_p \cdot (T_b + 273)\}}$$

In the equation, D_t is tuyere diameter (m), u_t is blast velocity (m/s), P_b is blast pressure (kgf/cm², gage), ρ_c is apparent density of coke (kg/m³), d_p is mean size of coke (m), and T_b is blast temperature (°C).

(2) The amount of fine coke deposit in the raceway increases to a great extent and the temperature in the lower part of a blast furnace decreases when the raceway penetration exceeds 1.3 m.

(3) The upper limit of blast velocity u_t (m/s) is estimated by the equation under below any conditions of equipments and operations of a blast furnace. According to the calculation based on this equation, the decrease of blast velocity in about 30 m/s causes the reduction of the raceway penetration of 0.1 m, and blast velocity should be decreased in inverse proportion to productivity when productivity increases.

$$u_t \leq 920(804 - M_b) \cdot \rho_c \cdot d_p \cdot N_t \cdot D_R^2 / (\gamma \cdot v_p \cdot V_i)$$

In this equation, M_b is blast moisture (g/Nm³), ρ_c is apparent density of coke (kg/m³), d_p is mean size of coke (m), N_t is number of tuyeres (—), D_R is raceway penetration (m), γ is productivity (t·d⁻¹·m⁻³), v_p is blast volume per ton of hot metal (Nm³/t), and V_i is inner volume of a blast furnace (m³).

Key words : ironmaking ; blast furnace ; scale model ; raceway ; combustion ; coke degradation ; blast velocity ; raceway penetration.

1. 緒 言

高炉プロセスの主要な課題は、資源、エネルギーおよび経済の諸情勢の変化に柔軟に対応できる生産弾力性と安定操業を確保するための制御性を向上することである。このためには、装入物の降下と通気性に大きな影響を及ぼすレースウェイや炉芯の形成挙動およびコークスの粉化と発生粉の堆積挙動を解明し、これらを適正な状態に制御することが必要であり、とくに、重要な操作因子である送風条件の適正化を図ることが必要である。

さて、レースウェイの形成挙動に関する研究としては、これまで多くの報告があり、たとえば、レースウェイ深度の推定に関しては、WAGSTAFF³⁾やTAYLORら⁴⁾の模型実験、羽田野ら⁵⁾や中村ら⁶⁾のコークス燃焼実験、操業中のレースウェイ深度の測定値に基づく清水ら⁷⁾の統計解析など多数の報告がある。ところで、これらの研究報告による最近の大型高炉のレースウェイ深度は後述のように、1.6 m～2.1 mと推定されるのに対して、実際には高々 1.45 m であつたとの報告⁸⁾がある。したがって、レースウェイ深度の推定精度の向上が必要である。

昭和 60 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 62 年 3 月 9 日受付 (Received Mar. 9, 1987)

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

つぎに、レースウェイ近傍におけるコークスの粉化と堆積挙動およびレースウェイの形成挙動に関連した研究報告¹⁾²⁾⁹⁾¹⁰⁾は少なく、とくに、レースウェイ形成の主要因である羽口風速の適正条件、すなわち、出鉄比、燃料比および設備条件などの任意の高炉操業条件のもとでの適正な羽口風速の算定方法はこれまで報告されておらず、鉄鋼便覧¹¹⁾にも、羽口風速の目安は 200 m/s~250 m/s と記述されているにすぎない。

そこで、高炉下部二次元模型を用いた冷間実験およびコークス燃焼により実炉と類似の条件が得られるレースウェイ炉を用いた熱間実験により、レースウェイの形成とその近傍の粉コークスの堆積挙動を解析し、適正な羽口風速の条件について考察した。

2. 実験方法

2.1 高炉下部二次元模型を用いた冷間実験

実験装置としては、既報¹⁾²⁾の、堺第2高炉（内容積 2 797 m³）の 1/9 縮尺の二次元模型を用いた。実験条件を Table 1 に示す。実高炉換算の出鉄比が 1.6, 2.0, 2.7 t·d⁻¹·m⁻³ の各出鉄比の条件で、羽口径 D_t を変更

Table 1. Experimental conditions of the cold scale model.

Productivity** (t·d ⁻¹ ·m ⁻³)	Discharge of coke (kg/h)	Tuyere diameter (mm)	Blast velocity (m/s)		Raceway depth* D_R (mm)
			u'_t	u_t	
1.6	14.9	19.3	68.6	200	80
1.6	14.9	17.3	85.0	250	90
1.6	14.9	15.2	111.0	330	115
2.0	18.5	30.6	34.0	100	60
2.0	18.5	24.8	51.5	150	85
2.0	18.5	21.5	68.6	200	95
2.0	18.5	19.3	85.0	250	110
2.0	18.5	18.3	94.6	280	110
2.0	18.5	16.7	113.6	335	130
2.7	24.7	35.3	34.0	100	70
2.7	24.7	30.5	45.4	135	90
2.7	24.7	24.8	68.6	200	110

u_t : Conversion of u'_t into an actual blast furnace

*: Calculated values based on Eq. (8)

** : Conversion values into an actual blast furnace

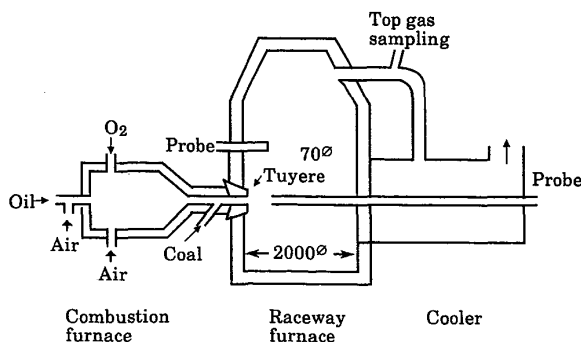


Fig. 1. Outline of raceway furnace.

することにより、3 水準以上の羽口風速 u'_t を選定した。なお、 u_t は後述の Froude 数に基づいて u'_t を実高炉に換算した羽口風速である。そして、実験条件を Table 1 に示した所定の条件に設定してから約 7 h 後の、ほぼ定常状態におけるレースウェイ形状および充填物の降下タイムラインと温度分布を測定した。そして、実験終了後、羽口レベルの半径部分を 4 分割して試料を採取し、コークス中の -1 mm の粉率を測定した。ちなみに、供試コークスは、 DI_{15}^{150} 強度が約 86 のコークスを破碎整粒 (4~6 mm) して用いた²⁾。

2.2 レースウェイ炉を用いた熱間実験

レースウェイ炉の設備概要を Fig. 1 に示す。レースウェイ炉の内径は 2 m, 内容積は 10 m³, 羽口は 1 本で、羽口径は 70 mm (縮尺比: 実炉の約 1/2) である。

本設備の特徴は、高圧 (Max. 0.39 MPa, gage), 高送風温度 (Max. 1 300°C) および微粉炭吹込みが可能なことである。ただし、送風として重油の燃焼排ガスを利用しており、送風中に CO₂ および H₂O がそれぞれ約 8 % (vol) 含まれているため、理論燃焼温度は O₂ 濃度が 21 % (vol) の条件で、約 1 900°C である。また、コークスの装入がバッチ式のため、実験終了時の層頂位置がレースウェイ頂部より少なくとも 1 m 上方に位置するような連続燃焼時間は最大 3 h 程度である。実験方法としては、平均粒径約 20 mm, 灰分 11.5 % DI_{15}^{150} 強度約 86 相当のコークスを 5 t 装入し、O₂ 濃度が 2 % (vol) 以下になるように N₂ で希釈した燃焼排ガスで約 3 h, 充填コークスと炉体を昇温した後、所定の条件で実験を開始した。Table 2 は、レースウェイ炉の実験条件を示したものである。実験後、4 日間、N₂ で冷却した後解体し、炉高方向 4 段の各レベル (羽口基準 0 mm, +340 mm, +690 mm, +1 040 mm) より、炉径方向の 250 mm ほどの炉内試料を採取し、粒度分析を行った。

Table 2. Experimental conditions of the raceway hot model.

Test No.	Blast volume (Nm ³ /h)	Blast temp. (°C)	Coal inject. (kg/h)	Coke diameter (mm)	Blast velocity (m/s)	Raceway depth* (mm)
1	1 090	1 000	0	18.9	184	500
2	920	1 100	0	16.1	166	640
3	800	1 300	0	18.5	167	520
4	1 060	1 100	0	16.7	193	610
5	660	1 100	0	16.2	120	425
6	1 120	1 300	0	16.5	245	580
7	1 030	1 200	0	21.1	200	620
8	800	1 200	0	19.6	156	545
9	1 310	1 200	0	19.6	255	665
10	1 400	1 200	0	19.4	260	690
11	1 050	1 200	60	19.1	204	665
12	1 060	1 200	96	19.8	206	595
13	1 050	1 200	60	19.9	204	565

*: Calculated values based on Eq. (8)

3. 実験結果

3.1 レースウェイ近傍におけるコークスの粉化と堆積挙動

3.1.1 冷間実験における粉コークスの堆積挙動

高炉下部二次元模型の羽口レベル半径方向の -1 mm の粉率分布より、羽口先端から $100\text{ mm}\sim 250\text{ mm}$ (実炉換算 $0.9\text{ m}\sim 2.3\text{ m}$)の炉芯表層部における微粉コークスの堆積量が最大となることが判明した。そこで、炉芯表層部の粉率とレースウェイ深度との関係を求めたところ、Fig. 2 に示すように、レースウェイがある一定の大きさ以上になると炉芯表層部の粉率が急激に増加する傾向を示した。このように、レースウェイの拡大に伴って粉率が增加する理由は、レースウェイ内の旋回コークス量の増加と旋回速度の増大によって、コークス相互の衝突や摩擦の頻度が増加するためと推察される。そして、炉芯表層部の粉率が 10% 以上になると、炉芯が上方および炉壁側へ肥大化することによって、コークスの降下領域が縮小するため、炉壁近傍の降下速度が増大し、炉下部の低温化現象が顕在化することも確認された²⁾。したがって、冷間実験により、適正なレースウェイ深度の上限値は粉率が 10% 以上となる 140 mm (実高炉換算値 1.3 m)、望ましくは、 100 mm (実高炉換算値 0.9 m)以下と推察された。

3.1.2 熱間実験におけるコークスの粉化と堆積挙動に及ぼす羽口風速の影響

Table 2 の実験 No. 7 と No. 10 に示すように、コークスのみの燃焼実験において、羽口風速を 200 m/s と 260 m/s の2水準変化させたときの、羽口レベルより 340 mm 上方の炉径方向における -3 mm の粉コークス

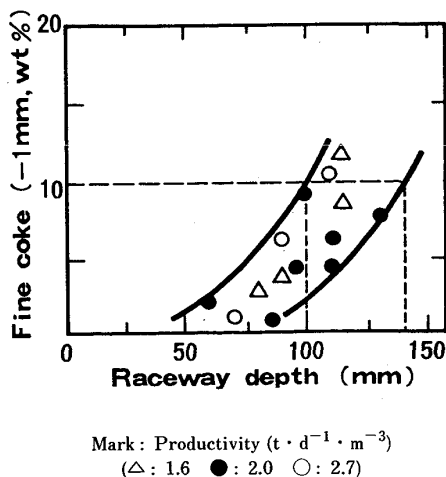


Fig. 2. Effect of raceway depth on the fine coke deposit near the core surface.

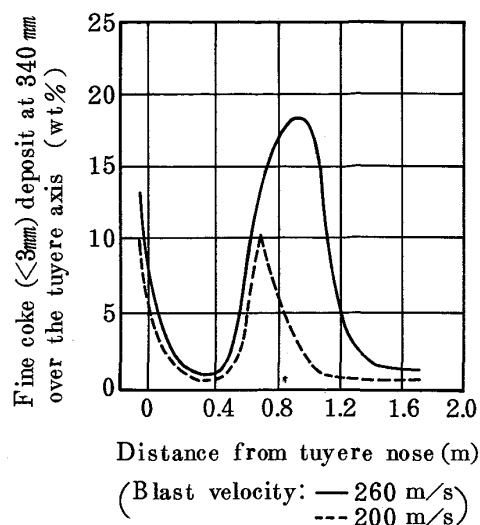


Fig. 3. Effect of blast velocity on the distribution of fine coke deposit in the raceway furnace.

堆積量分布を Fig. 3 に示す。羽口風速が 260 m/s (実線) の場合の最大粉率は約 18% に達しており、 10% 以上の粉コークスの堆積領域が、羽口先端より 700 mm から 1100 mm の広範囲にわたっているのに対して、羽口風速が 200 m/s (破線) の場合の最大粉率は 10% で、レースウェイ先端のごく狭い領域のみに粉コークスが堆積するだけであつた。すなわち、羽口風速を 260 m/s から 200 m/s へ低下することによって、レースウェイでの粉コークスの発生量がかなり減少することが確認された。ちなみに、送風量の合計は、羽口風速 200 m/s の場合には、 2470 m^3 であり、羽口風速が 260 m/s の場合の 2070 m^3 より多く、燃焼コークス量は前者の方が多かった。つまり、燃焼に起因するコークスの粉化は問題となるほど多くはないと推定された。また、羽口上方の炉壁にも約 10% の -3 mm の粉コークスが堆積しており、レースウェイ内の粉率は 5% 未満であつた。Fig. 3と同様の各炉高位置の炉径方向における -3 mm の粉率分布に基づいて、レースウェイ炉内の -3 mm の等粉率分布を求め、Fig. 4 に示した。すなわち、Fig. 4 は、コークス燃焼時のレースウェイ殻の形成と -3 mm の粉コークスの等粉率分布に及ぼす羽口風速の影響を示したものである。羽口風速が 200 m/s (a) の場合は、羽口レベル+ 690 mm でのレースウェイ先端上方における粉コークスの堆積量が 5% 未満であるのに対して、羽口風速が 260 m/s (b) の場合には、羽口レベル+ 1040 mm での粉コークスの堆積量は 10% に達しており、羽口風速の増加、換言すれば、レースウェイの拡大に伴って、粉コークスの堆積領域が炉の上方へ広がることが確認された。

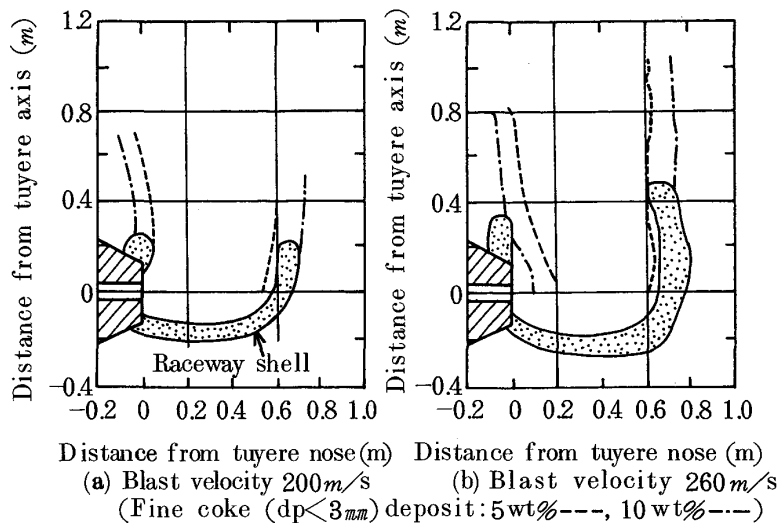


Fig. 4. Effect of blast velocity on the formation of raceway shell and fine coke deposit.

ところで、Fig. 4 に示したように、羽口上方の炉壁近傍と炉芯表層部に大量の粉コークスが堆積することは、名古屋第1高炉の解体調査でも確認されており、原口らは、これらの領域に -10 mm の粉コークスが約30%堆積していたと報告している²⁰⁾。

3.2 レースウェイの形成挙動とレースウェイ深度の推定

3.2.1 レースウェイの形成挙動

小型レースウェイ炉でコークスを燃焼した場合、レースウェイの周囲に鳥の巣状の殻が形成したことを中村らは報告⁶⁾している。今回、Fig. 1 に示したレースウェイ炉を用いた燃焼実験でも、Fig. 4 の陰影部で示したようなレースウェイ殻が形成していた。殻の厚みは $60 \text{ mm} \sim 100 \text{ mm}$ であり、図に示すように、レースウェイ殻は5%~10%の等粉率線に沿って炉の上方へ成長していた。ちなみに、レースウェイ殻は粉・細粒コークスが高灰分(50%~70%)で結合されていた。ところで、次節で詳述する、レースウェイ深度の推定式に基づく、Fig. 4 の条件におけるレースウェイ深度の推定値は、Table 2 に示すように、羽口風速 200 m/s (a) の場合が 620 mm 、羽口風速 260 m/s (b) の場合が 690 mm であり、この数値は、レースウェイ殻の内壁と羽口先端の距離にほぼ等しかった。そして、レースウェイ炉の幾何学的縮尺比が約 $1/2$ であることを考慮すると、(a) の場合の実炉換算のレースウェイ深度は 1.24 m 、(b) の場合は、 1.38 m と推定される。この結果から実炉でも同様に、レースウェイ深度が 1.3 m 以上になると、レースウェイ周辺の炉芯表層部における粉コークスの堆積量が増加し、しかも、炉芯が肥大化すると推定される。

3.2.2 レースウェイ深度の推定式

高炉下部二次元模型実験によつて、レースウェイ深度

D_R と羽口風速 u_t の関係式として、(1)式~(3)式を得た²⁾。

$$Y = 0.48X \quad \text{..... (1)}$$

$$Y = D_R / D_t \quad \text{..... (2)}$$

$$X = u_t \sqrt{\rho_g / (\phi \cdot \rho_c \cdot g \cdot d_p)} \quad \text{..... (3)}$$

ここで、 X は Froude 数であり、一般に、Raceway factor と呼ばれる無次元数である。また、補正係数 ϕ は、冷間条件のため、形状係数のみの補正を行い、 $\phi = 0.70$ とおいた¹⁵⁾。

さて、冷間の模型実験では、レースウェイへ供給されるコークスの粒径は、燃焼などにより減少していないので、(3)式に含まれる ρ_c および d_p としては装入時の条件を使用してもよいが、(1)式~(3)式の実高炉に適用するためには、レースウェイ近傍のコークスのみかけ密度 ρ_{cR} と平均粒径 d_{pR} を用いる必要がある。そこで補正係数 α 、 β をそれぞれ、(4)式および(5)式のように定義する。

$$\rho_{cR} = \alpha \cdot \rho_c \quad \text{..... (4)}$$

$$d_{pR} = \beta \cdot d_p \quad \text{..... (5)}$$

ここで、 α や β に及ぼす操業条件やコークス品質の影響を無視して一定とみなすと、佐々木らの高炉解体調査報告¹⁶⁾によれば、 $\alpha = 0.85$ 、小嶋らの報告¹⁷⁾によれば、 $\beta = 0.55$ と推定されるので、(3)式を実高炉の条件に適用する場合の補正係数 ϕ は、(6)式に示すように 0.33 となる。

$$\phi = \phi \cdot \alpha \cdot \beta = 0.70 \times 0.85 \times 0.55 = 0.33 \quad \text{..... (6)}$$

前記のレースウェイ炉を用いた燃焼実験および、広畑第3高炉 ($V_i = 1691 \text{ m}^3$)、堺第1高炉 ($V_i = 2800 \text{ m}^3$)、および大分第2高炉 ($V_i = 5070 \text{ m}^3$) でのレースウェイ深度の実測値と高炉の操業条件を用いて、(2)式と(3)式に基づいて計算した Y と X の関係を Fig. 5 に示したが、

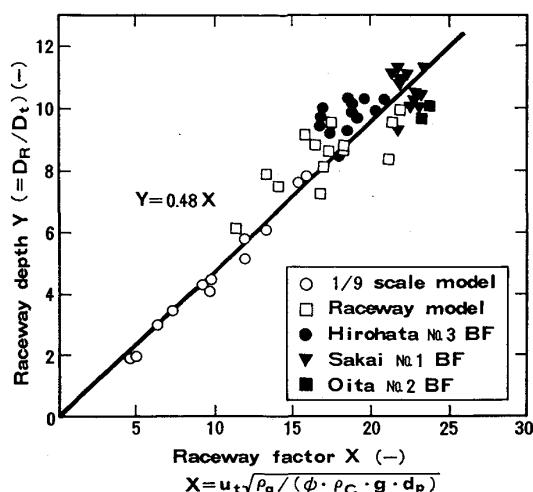


Fig. 5. Relation between raceway depth and raceway factor.

(1)式による回帰線とかなりよく一致しており、レースウェイ炉および実高炉のレースウェイ深度を(1)式に基づいて推定できることが確認された。なお、実高炉でのレースウェイ深度は、ロードセルを装備したレースウェイ深度計で測定されており、大分第2高炉の測定条件は、深度計の管径 100 mm ϕ 、深度検出用の挿入抵抗設定値 4.90 kN であり、他の高炉の測定条件は、管径 60 mm ϕ 、挿入抵抗設定値 1.47 kN であった。また、レースウェイ炉実験でのレースウェイ深度は羽口先端とレースウェイ殻の内壁面の距離を採用した。以下(1)式～(3)式に基づいて、レースウェイ深度の推定式を導出する。

(3)式中のガス密度 ρ_g を送風温度 T_b と送風圧力 P_b の関数として表すと(7)式が得られる。

$$\rho_g = 352 (P_b + 1) / (T_b + 273) \quad \dots\dots\dots (7)$$

したがって、(2)式、(3)式、(6)式、および(7)式を(1)式へ代入して整理すると、実高炉のレースウェイ深度 D_R の推定式として(8)式が得られる。

$$D_R = 5.00 D_t \cdot u_t \cdot \sqrt{\frac{P_b + 1}{\rho_c \cdot d_p \cdot (T_b + 273)}} \quad \dots\dots\dots (8)$$

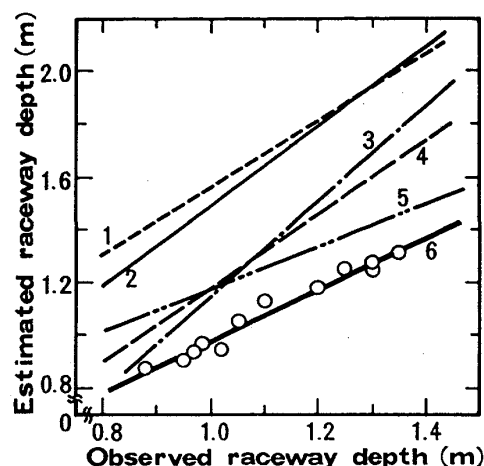
ここで、羽口風速 u_t (m/s)は、高炉の設備条件および、送風条件の関数として(9)式で表される。

$$u_t = \frac{0.0625 V_b \cdot (T_b + 273)}{(804 - M_b) \cdot (P_b + 1) \cdot N_t \cdot D_t^2} \quad \dots\dots\dots (9)$$

4. 考 察

4.1 各種のレースウェイ深度推定法の比較

前記の広畑第3高炉および堺第1高炉のレースウェイ深度の実測値(x)と、(8)式に基づく推定値(y)の関係を Fig. 6 の○印で示したが、両者は太線6で示すよ



- | | |
|---------------------------------|-------------------------------|
| 1: Shimizu et al ⁷⁾ | 4: Taylor et al ⁴⁾ |
| 2: Nakamura et al ⁶⁾ | 5: Wagstaff ³⁾ |
| 3: Hatano et al ⁵⁾ | 6: Present work (○) |

Fig. 6. Comparison of several ways of estimating the raceway depth.

うに、ほぼ $y=x$ の関係を満足しており、レースウェイ深度は佐藤らの報告値⁸⁾1.0 m～1.45 mに近い0.9 m～1.4 mであった。

つぎに、これまで報告されているレースウェイ深度 D_R の推定式^{3)～7)}(従来法)に基づいて、前記の実測値(x)に対応するレースウェイ深度を推定し、両者の関係を Fig. 6 の直線1～5で示したが、これらの従来法に基づく D_R の推定値は、実測値より10～60%大きいことが判明した。そこで、これら従来法の特徴を簡単に述べ、従来法による D_R の推定値が実測値ないしは(8)式による推定値に比べて大きくなる理由を考察する。

まず、破線1は、清水ら⁷⁾が、直径19 mm ϕ の金棒を挿入して測定したレースウェイ深度を従属変数とし、送風の運動エネルギー $E_k(W)$ などを要因として得た重回帰式による推定値であり、実測値より約0.6 m大きくなっている。金棒による深度推定値が実測値より大きくなった理由は、金棒が細く、金棒の単位断面積あたりの挿入圧力が深度計の挿入圧力(約0.49 MPa)の10倍以上であったと推定され、金棒がレースウェイ殻を貫通したためと推察される。つぎに、直線2は、中村らが報告⁶⁾している、コークス燃焼実験炉のレースウェイ深度 D_R と(3)式に類似のFroude数との関係より推定したものであるが、レースウェイ深度の推定値は(8)式に基づく推定値の約1.5倍となっている。中村らの方法による推定値が大きくなった理由は、実験炉のレースウェイ頂部の荷重条件が、実高炉の条件と相似になつていなかったためと推察される。筆者らの実験では、既報²⁾のように、レースウェイ近傍でのガスの慣性力と荷重圧力

の比, つまり修正 Euler 数が実高炉の条件と近似するように, 層高および充填物の比重の条件を設定したが, 中村ら⁶⁾および後述の TAYLOR ら⁴⁾, WAGSTAFF³⁾の実験では, このような相似則の配慮はなされていなかった。たとえば, 中村らの実験では, D_R が 150 mm~200 mm に対して, レースウェイ上部のコークス充填層の層高は高々 300 mm 程度であつたため, レースウェイが大きくなつたと推定される。つぎに, Fig. 6 の一点鎖線 3 は, 高炉下部実験炉 (小倉第 1 高炉の実物大の扇形炉) を用いて, 羽田野らが報告⁵⁾している, 下記の(10)式と(11)式に基づくレースウェイ深度 D_R の推定値を示したものである。実験炉のレースウェイ深度であつたと推定される 0.8 m~1.0 m では, 実測値と比較的よく一致しているが, D_R の増大とともに推定値は実測値と乖離している。

$$Y = 1.3744 \cdot 10^{-2} X_1 + 1.550 \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$X_1 = 4.73 \cdot 10^{-3} \cdot V_g^2 \cdot (T_f + 273)$$

$$\{g \cdot S_i^2 \cdot d_{pR} \cdot \rho_{CR} \cdot (P_b + 1)\} \quad \dots\dots\dots (11)$$

ここで, X_1 は Froude 数であるが, V_g はボッシュガス量, T_f は理論燃焼温度である。しかし, 筆者らは, 送風の慣性力がレースウェイの大きさを決定する重要な要因と考え, (7)式と(9)式に示したように, (3)式の Froude 数に含まれる u_i および ρ_g を計算する際には, 送風量 V_b と送風温度 T_b を採用した。したがって, 前記の乖離の原因は, (11)式の Froude 数が過大に評価されているためと推察される。つぎに, 破線 4 は, TAYLOR らの推定式⁴⁾, 二点鎖線 5 は, WAGSTAFF の推定式³⁾に基づく関係を示したものであるが, 両者の冷間実験では, 前述のように, レースウェイ頂部での装入物の荷重とガスの慣性力の比が実炉条件に比べて小さかつたために, レースウェイがやや大きく推定されたと考えられる。

4.2 適正な羽口風速の算定式

送風量 V_b を出鉄比 γ と内容積 V_i の関数として表すと(12)式が得られる。

$$V_b = v_p \cdot \gamma \cdot V_i / 1440 \quad \dots\dots\dots (12)$$

ただし, v_p は銑鉄 t 当たりの所要送風量 (Nm^3/t) であり, 以下のように理論的に推算することができる。まず, 高炉内の炭素と酸素の物質収支を行うと, それぞれ(13)式および(14)式が得られる。なお, ここでは簡単化のため, 炉内の H_2 と H_2O の反応は無視し, 酸化鉄は全量 Fe_2O_3 として装入されるものと仮定する。

$$\begin{aligned} & (\text{CO}_2 + \text{CO}) \cdot V_i \\ & = 2240 (C)c \cdot (CR - CX) / 12 \quad \dots\dots\dots (13) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} & \text{CO}_2 \cdot V_i = 42 v_p + 2240 \{ (T \cdot \text{O}_2) / 16 \\ & - (C)c \cdot (CR - CX) / 12 \} \quad \dots\dots\dots (14) \end{aligned}$$

ただし, $(C)c$: コークス中 C の重量分率 ($=0.88$), CX : 非ガス化 C のコークス比換算量 ($=60 \text{ kg/t}$), $(T \cdot \text{O}_2)$: 被還元酸素量 ($=400 \text{ kg/t}$) である。ここで, CO 利用率を $\eta_{\text{CO}}(\%)$ とおくと, (15)式がなりたつ。したがって, (13)式と(14)式を(15)式へ代入して整理すると, (16)式が得られる。

$$\eta_{\text{CO}} = 100 \text{CO}_2 \cdot V_i / \{ (\text{CO}_2 + \text{CO}) \cdot V_i \} \quad \dots\dots (15)$$

$$\begin{aligned} v_p & = 53.3 \{ (C)c \cdot (CR - CX) \\ & \cdot (\eta_{\text{CO}} / 100 + 1) / 12 - (T \cdot \text{O}_2) / 16 \} \quad \dots\dots\dots (16) \end{aligned}$$

ところで, η_{CO} は, RIST 操作線図¹⁸⁾の傾きより定まるコークス比 CR との関係として(17)式で表される。

$$\eta_{\text{CO}} = r \left\{ \frac{12(\text{Fe})_p \cdot (Y_A - \beta_{eq})}{55.85(C)c \cdot (CR - CX)} + W_{\text{CO}} \right\} \quad \dots (17)$$

ここで, $(\text{Fe})_p$: 銑鉄中の Fe の含有量 ($=940 \text{ kg/t}$), Y_A : Fe_2O_3 の酸化度 ($=1.5$), β_{eq} : FeO の酸化度 ($=1.05$), W_{CO} : 1000°C における FeO と平衡する CO_2 の容積比率 ($=0.318$) とおき, (17)式を(16)式へ代入して整理すると(18)式が得られる。

$$\begin{aligned} v_p & = (0.0124r + 3.91) \cdot CR + 3.29r - 1570 \\ & \quad \dots\dots\dots (18) \end{aligned}$$

さて, (9)式および(12)式を(8)式へ代入して整理すると, (19)式が得られる。

$$D_R = k \cdot \gamma \cdot V_i / (D_i \cdot N_i) \quad \dots\dots\dots (19)$$

ただし,

$$k = \left(\frac{2.17 \cdot 10^{-4} v_p}{804 - M_b} \right) \cdot \sqrt{\frac{T_b + 273}{\rho_c \cdot d_p \cdot (P_b + 1)}} \quad \dots\dots (20)$$

したがって, (8)式と(19)式より D_i を消去すると, 適正な羽口風速の算定式として(21)式が得られる。

$$u_i \leq \frac{920(804 - M_b) \cdot \rho_c \cdot d_p \cdot N_i \cdot D_R^2}{\gamma \cdot v_p \cdot V_i} \quad \dots\dots\dots (21)$$

ここで, (21)式に不等号を付した理由は, レースウェイ深度 D_R が上限値の場合に, (21)式で算定される羽口風速 u_i が上限値となることを示すためである。(21)式によつて, 任意の設備条件 (V_i, N_i) と操業条件 (γ, CR, M_b, d_p) が与えられた場合の羽口風速の上限値を算定できる。ちなみに, レースウェイ深度 D_R の上限値は, 3章で述べたように, 実高炉の場合高々 1.3 m と推定されるので, D_R としては, 1.3 m 以下の値を設定することが肝要である。また, 他の条件が同じならば, u_i は出鉄比 γ に反比例させる必要がある。(21)式に基づいて試算した大型高炉の羽口風速と出鉄比の関係を Fig. 7 に示す。現在, 多くの大型高炉の D_R は(8)式によれば, 約 1.4 m と推定されるが, Fig. 7 に示した条件で, 出鉄比が $2.2 \text{ t} \cdot \text{d}^{-1} \cdot \text{m}^{-3}$ の場合に, D_R を 1.4 m から 1.3 m に減少するためには, u_i を 233 m/s から 201 m/s ま

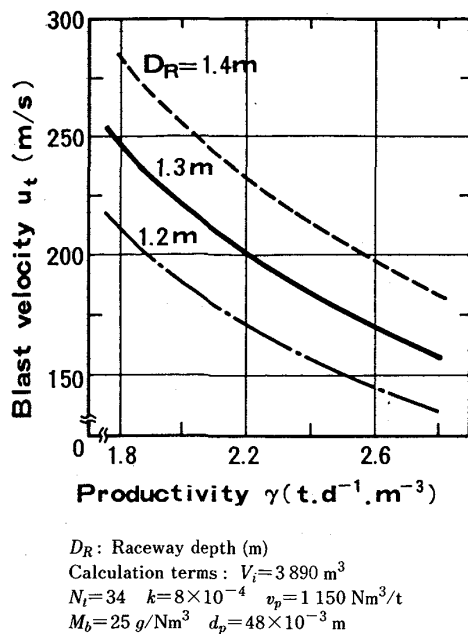


Fig. 7. Relation between blast velocity, productivity and raceway depth.

で低減する必要がある。また、 D_R を 1.3 m に維持して、出鉄比を 2.2 から 2.6 $\text{t} \cdot \text{d}^{-1} \cdot \text{m}^{-3}$ へ増加するためには、 u_t をさらに 170 m/s まで減少しなければならない。換言すれば、レースウェイ深度を現状より 10 cm 減少するためには、羽口風速を約 30 m/s 低減する必要がある、高出鉄比操業を指向する場合には、羽口風速をさらに小さくする必要がある。

4.3 実高炉での低羽口風速操業の効果

羽口風速低減の効果および高出鉄比時の羽口風速低減の必要性などの知見に基づき、新日本製鉄(株)では低羽口風速操業を指向してきた。Fig. 8 は、出鉄比がほぼ一定の条件で羽口風速のみを低減した場合と、出鉄比を増加する過程で羽口風速のみを低減した場合の、2基の高炉の操業指標の時系列推移を示したものであるが、羽口風速を低減し、レースウェイ深度を約 1.3 m まで減少することによって、高炉操業が安定化し、通気抵抗指数 K 値 ($= (P_b^2 - P_t^2) / V_B^{1.7}$) の低下、スリップなどの降下異常の減少および鉄鉄中 Si 濃度の低減など、低羽口風速が高炉の高効率化に寄与することを確認した。

5. 結 言

高炉内の物理現象とできるだけ相似の条件を設定した高炉下部二次元模型による冷間実験およびレースウェイ炉を用いたコークス燃焼実験(熱間実験)を行い、レースウェイの形成挙動およびレースウェイ近傍におけるコークスの粉化と堆積挙動に及ぼす羽口風速の影響を解

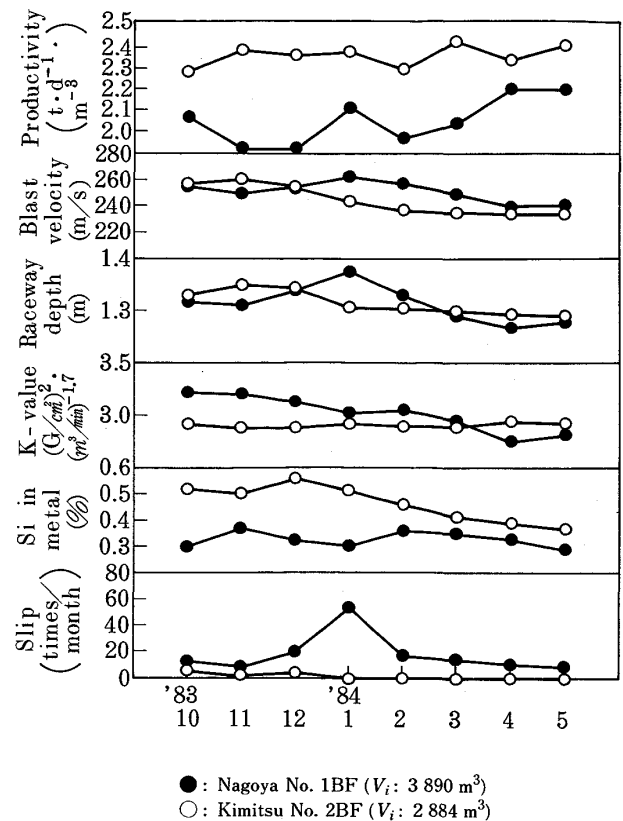


Fig. 8. Recent operation results of blast furnaces in Nippon Steel Corporation.

析し、下記の知見を得た。

(1) 羽口風速もしくは出鉄比の増加によつて、レースウェイ深度を実高炉換算値で 1.3 m 以上になると、レースウェイでのコークスの粉化量と炉芯表層部の微粉コークスの堆積量が増加する。その結果、炉芯の肥大化によつて降下領域が縮小し、炉壁近傍の充填物の降下速度が増大するため、炉芯内温度と炉壁近傍の温度が低下する。

(2) 高精度のレースウェイ深度 D_R の推定式(8)式を導出した。そして実炉の操業データを用いて計算した結果、多くの大型高炉のレースウェイ深度は現在、約 1.4 m と推定されたが、(1)で述べた理由によつて、 D_R を 10 cm 以上減少する必要がある。

(3) 高炉の任意の設備条件と操業条件のもとでの適正な羽口風速(上限値)の算定式(21)式を導出した。(21)式によれば、レースウェイ深度を 10 cm 減少するためには、羽口風速を約 30 m/s 低減する必要がある、また、出鉄比 γ を増加する場合には、 γ に反比例して羽口風速を低減する必要がある。

(4) 羽口風速の低減によつて、レースウェイでのコークスの粉化を抑制できることが確認されたので、コークスの粉化量が一定の条件では、羽口風速の低減によつて、コークス強度を低下できる可能性がある。そこで、コー

クスの粉化に関する羽口風速とコークス強度の関係を、今後、解析する予定である。

記 号

CO, CO₂: 炉頂ガス中の CO, CO₂ (vol%)
 CR: コークス比または燃料比 (kg/t)
 D_R: レースウェイ深度 (m)
 D_t: 羽口径 (m)
 d_p, d_{pR}: コークスの平均粒径 (装入時, レースウェイ近傍) (m)
 g: 重力加速度 (=9.8 m/s²)
 k: 定数 (m²d·t⁻¹), (20)式
 M_b: 送風湿度 (g/Nm³)
 N_t: 羽口数 (-)
 P_b: 送風圧力 (kgf/cm²(=0.098 MPa), gage)
 P_t: 炉頂圧力 (kgf/cm²(=0.098 MPa), gage)
 r: シャフト効率 (=90%)
 S_t: 羽口断面積 (m²)
 T_b: 送風温度 (°C)
 T_f: 理論燃焼温度 (°C)
 u_t, u'_t: 羽口風速 (実高炉, 模型) (m/s)
 V_B: ボッシュガス量 (Nm³/min)
 V_b: 送風量 (Nm³/min)
 V_g: ボッシュガス量 (Nm³/s)
 V_i: 高炉の内容積 (m³)
 V_t: 炉頂ガス発生量 (Nm³/t)
 v_p: 銑鉄 t 当たりの所要送風量 (Nm³/t), (18)式
 Y: レースウェイ無次元深度 (=D_R/D_t)(-)
 α: ρ_c の補正係数 (-), (4)式
 β: d_p の補正係数 (-), (5)式
 γ: 出銑比 (t·d⁻¹·m⁻³)
 η_{CO}: CO 利用率 (%)
 ρ_c, ρ_{cR}: コークスのみかけ密度 (装入時, レースウェイ近傍), (kg/m³)
 ρ_g: ガスの密度 (kg/m³)
 φ: 形状係数 (=0.70)
 ψ: 補正係数 (-), (6)式

文 献

- 1) 田村健二, 一田守政, 斧 勝也, 林 洋一: 鉄と鋼, 70 (1984), A 141
- 2) K. TAMURA, M. ICHIDA, T. ENOKIDO, K. ONO and Y. HAYASHI: Ironmaking Proceedings, 43 (1984), p. 127
- 3) J. B. WAGSTAFF: J. Met. 5 (1953), p. 895
- 4) J. TAYLOR, G. LONIE and R. HAY: J. Iron Steel Inst., 187 (1957), p. 330
- 5) 羽田野道春, 平岡文章, 福田充一郎, 増池 保: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 505
- 6) 中村正和, 杉山 喬, 鶴野建夫, 原 行明, 近藤真一: 鉄と鋼, 63 (1977), p. 28
- 7) 清水政治, 長井 保, 岡部俠児, 近藤幹夫, 稲谷稔宏: 鉄と鋼, 58 (1972), p. 589
- 8) 佐藤武夫, 山岡洋次郎, 鴨志田友男, 竹部 隆: 鉄と鋼, 71 (1985), S 883
- 9) 館 充, 桑野芳一, 鈴木吉哉, 張 東植, 呉 平男, 松崎幹康: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 495
- 10) 西 徹, 原口 博, 美浦義明, 桜井 哲, 斧 勝也, 彼島秀雄: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 1820
- 11) 第3版鉄鋼便覧Ⅱ (日本鉄鋼協会編) (1979), p. 283 [丸善]
- 12) 江守一郎, D. J. SCHURING: 模型実験の理論と応用 (1977), p. 23 [技報堂]
- 13) 江守一郎, 斉藤孝三: 日本火災学会論文集, 29 (1979) 2, p. 41
- 14) 入田俊幸, 磯山 正, 原 義明, 奥野嘉雄, 金山有治, 田代 清: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 2295
- 15) 化学工学便覧 (第四版) (化学工学協会編) (1978), p. 172 [丸善]
- 16) 佐々木寛太郎, 羽田野道春, 渡辺雅男, 下田輝久, 横谷勝弘, 伊藤孝夫, 横井 毅: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 580
- 17) 小嶋鴻次郎, 西 徹, 山口徳二, 仲摩博至, 井田四郎: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 570
- 18) A. RIST and N. MEYSON: J. Met., 19 (1967) Apr., p. 50
- 19) 脇元博文, 佐藤健朗, 藤浦正己, 原 久典: 鉄と鋼, 69 (1983), S 105
- 20) 原口 博, 西 徹, 美浦義明, 牛窪美義, 野田多美夫: 鉄と鋼, 70 (1984), p. 2216